

Title	難削性新素材の研削加工に関する基礎的研究
Author(s)	大橋, 一仁
Citation	大阪大学, 1995, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3100705
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

難削性新素材の研削加工に関する基礎的研究

平成6年10月
(1994)

大橋 一 仁

難削性新素材の研削加工に関する基礎的研究

大 橋 一 仁

目 次

序 論	1
第1編 ファインセラミックスの高品質研削加工	
第1章 緒 論	4
第2章 構造材ファインセラミックス	9
第1節 ファインセラミックスとその材料特性	9
第2節 機械加工によるファインセラミックス高品質化の重要性	10
第3章 研削加工における砥粒切れ刃の干渉状態	11
第1節 緒 言	11
第2節 砥粒切れ刃による幾何学的切りくず形状	11
第3節 切れ刃の過渡的切削現象	14
第4節 結 言	14
第4章 ファインセラミックスの過渡的切削過程と加工面特性	16
第1節 緒 言	16
第2節 実験方法および条件	16
2.1 ファインセラミックスの材料特性	16
2.2 ダイヤモンド単粒切れ刃	17
2.3 円弧形切削実験	18
第3節 円弧形切削溝の生成機構	19
3.1 切削溝の生成過程	19
3.2 切れ刃の上すべり現象	21
3.3 切れ刃の干渉状態	29
3.4 切削量および切残し量の変化過程	29
3.5 切削抵抗および平均接触圧力の変化過程	33
3.6 切削溝表面の粗さの変化	36
第4節 円弧形切削による溝表面下の変質機構	40
4.1 切削溝表面下のクラック生成形態	40
4.2 切れ刃の押込みによるクラック生成機構の理論解析	43
4.3 切削溝表面下のクラック生成過程	44

第5節 結 言	48
第5章 研削加工による材料除去の基礎的解明	50
第1節 緒 言	50
第2節 過渡的切削による表面創成過程の二次元的解析	50
第3節 プランジ研削過程におけるかつぎ現象	51
第4節 結 言	53
第6章 部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削過程の定量化	54
第1節 緒 言	54
第2節 実験方法および条件	54
2.1 部分安定化ジルコニアの材料特性	54
2.2 ダイヤモンド砥石	55
2.3 砥石作用面生成法	55
2.4 円筒プランジ研削実験	56
第3節 材料除去機構の検討	57
第4節 プランジ研削過程の理論解析	58
4.1 寸法生成速度の変化過程	58
4.2 研削特性値	59
4.3 1プランジ研削過程の解析	62
第5節 結 言	66
第7章 ファインセラミックスの円筒プランジ研削機構と加工面特性	68
第1節 緒 言	68
第2節 実験方法および条件	68
2.1 各種ファインセラミックスの材料特性	68
2.2 円筒プランジ研削実験	70
第3節 材料除去機構の検討	70
第4節 円筒プランジ研削過程	72
4.1 1プランジ研削サイクル	72
4.2 研削現象値の変化過程	74
4.3 ダイヤモンド砥粒切れ刃の摩耗過程	77
第5節 設定砥石切込み量の影響	78
5.1 研削抵抗	78
5.2 砥石摩耗量	78

5.3	表面粗さ	82
第6節	プランジ研削による加工表面下の変質機構	83
6.1	研削加工面下に残留するクラックの生成形態	83
6.2	残留クラックに及ぼす研削加工条件の影響	85
6.3	研削加工面近傍の材料組織の変化	86
第7節	結 言	88
第8章	超仕上過程の理論解析	90
第1節	結 言	90
第2節	砥粒切れ刃の運動軌跡	90
第3節	平均砥石除去深さ	92
第4節	平均接触圧力の変化過程	93
第5節	結 言	94
第9章	常圧焼結窒化けい素の超仕上機構	95
第1節	結 言	95
第2節	実験方法および条件	95
2.1	常圧焼結窒化けい素の材料特性	95
2.2	メタルボンドダイヤモンド超仕上砥石の特性	96
2.3	超仕上実験	96
第3節	常圧焼結窒化けい素の超仕上過程	98
第4節	仕上面および砥石作用面性状の変化過程	99
第5節	工作物周速度の影響	101
5.1	超仕上過程の変化	101
5.2	超仕上結果への影響	103
第6節	砥石圧力の影響	104
6.1	超仕上過程の変化	104
6.2	超仕上結果への影響	108
第7節	超仕上砥石の粒度の影響	110
7.1	超仕上機構の変化	110
7.2	超仕上結果への影響	112
第8節	ファインセラミックスの高精度超仕上法の検討	114
第9節	結 言	115
第10章	結 論	116

第II編 繊維強化複合材料の高品質研削加工

第1章 緒 論	119
第2章 繊維強化複合材料	121
第1節 繊維強化複合材料とその特性	121
1.1 繊維強化プラスチック	121
1.2 繊維強化ゴム	121
第2節 研削加工による繊維強化複合材料の高付加価値化の意義	122
第3章 ガラス繊維強化プラスチックの研削特性	125
第1節 緒 言	125
第2節 ガラス繊維強化プラスチックの材料特性	125
第3節 研削実験方法および条件	127
第4節 円筒プランジ研削過程	128
第5節 表面生成機構の検討	131
5.1 研削加工面性状	131
5.2 繊維配向角によるガラス繊維除去機構の変化	134
第6節 研削加工条件の影響	137
6.1 ガラス繊維含有率の影響	137
6.2 幾何学的切りくず形状の影響	138
6.3 研削速度の影響	139
第7節 結 言	140
第4章 研削加工によるアラミド繊維強化ゴムの表面特性の調整	142
第1節 緒 言	142
第2節 アラミド繊維強化ゴムの材料特性	143
第3節 実験方法および条件	143
3.1 ダイヤモンド砥石の有効性	143
3.2 マトリックスゴムのプランジ研削実験	144
3.3 アラミド繊維強化ゴムの研削実験	146
3.4 研削加工面の摩擦特性の評価	147
第4節 マトリックスゴムの研削機構	148
4.1 プランジ研削過程	148
4.2 砥石作用面の変化過程	149

4.3	研削加工面および切りくずの性状	150
4.4	材料除去形態の変化	152
第5節	マトリックスゴムの研削結果に及ぼされる研削加工条件の影響	153
5.1	砥石と工作物との平均接触剛性	153
5.2	設定砥石切込み量の影響	154
5.3	速度比の影響	156
5.4	主軸プーリ径の影響	157
5.5	研削速度の影響	158
5.6	ベルト張力の影響	159
第6節	アラミド繊維強化ゴムの研削特性	160
6.1	アラミド繊維の切残し現象	160
6.2	プランジ研削過程	161
6.3	研削加工条件の影響	162
第7節	アラミド繊維強化ゴムの摩擦特性の制御・調整	164
7.1	研削加工面の摩擦係数とその制御法	164
7.2	繊維突出長さの調整法	166
第8節	アラミド繊維強化ゴムの研削加工面における摩擦係数の定量化	169
8.1	研削加工面の摩擦係数の理論解析	169
8.2	研削加工面の表面特性値	170
8.3	解析結果と実測結果との比較検討	173
第9節	アラミド繊維強化ゴムの摩擦面における接触状態	174
9.1	摩擦係数に及ぼされる接触圧力分布の影響	174
9.2	接触圧力分布による接触状態の変化	175
第10節	結 言	177
第5章	結 論	180
付 録		181
総 括		186
謝 辞		192

序 論

近年の航空宇宙産業および原子力産業から自動車産業にわたる広範な産業の目覚ましい発展に伴って、従来の材料よりも優れた性能を有する多くの素材たとえばファインセラミックス、超耐熱合金、複合材料、アモルファス材料などが開発され、いわゆる新素材として積極的に使用されはじめている。

これらの新素材は、いずれも優れた特性を持つ有用な材料であるが、この特性ゆえに二次加工として機械加工することが困難な材料すなわち難削材¹⁻¹⁾として位置付けられるものが少なくない。現在、新素材の二次加工として数多くの加工法が適用されているが、それぞれの生産性、到達できる加工精度あるいは多用途性などを総合的に考慮した場合、研削加工が他を凌ぐ加工法としてあげられる¹⁻²⁾。研削加工の観点からは、高能率で研削加工することが困難であったり、高精度が出しにくかったり、研削比が著しく低い場合、すなわち加工の本来の目標から結果が遠ざかる傾向を示す材料が難削材と呼ばれている¹⁻³⁾。難削性の定義は単に材料特性のみを考慮したのでは不十分であり、たとえば工具条件¹⁻⁴⁾、加工方法および条件、工作機械などの適性が加工性に直接的な影響を与える。しかし、図1-1に示すように難削性を与える3つの要因をもつと考えられる材料特性がいくつか上げられ、一般的にこのような特性を1つ以上併せ持った材料を難削材と呼んでいる¹⁻¹⁾。

このような新素材のほとんどは苛酷な条件下で使用される部品に用いられることが多いので、その加工に関しても仕上面粗さや表面品位などに種々な要求が課せられる。したがって、これらの要求を満足させながら、なおかつ高能率に加工するための基礎技術を早期に確立することが今後特に重要な課題となる。そこで、本論文では、第二次大戦ごろにアメリカ合衆国の航空宇宙産業において開発の端を発し、最近構造材料として特に注目され、その実用化の期待が高まっている2種類の新素材¹⁻⁵⁾ ¹⁻⁶⁾、すなわちファインセラミックスならびに繊維強化複合材料を選定し、これらの研削機構を中心に検討する。

まず、ファインセラミックスは金属材料より優れた耐熱性、材料強度などが注目され¹⁻⁷⁾、

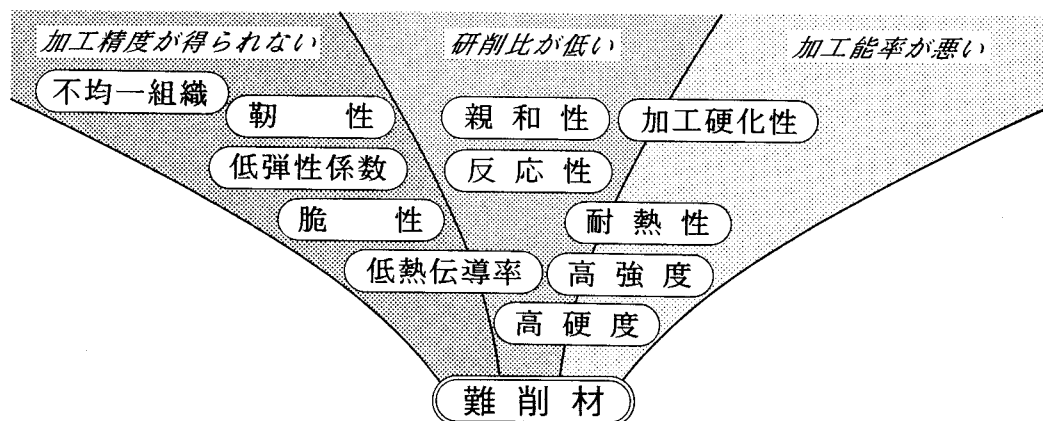


Fig. 1-1 Concept and characteristics of hard to grind materials

ガスタービンを始めとして、自動車部品、ベアリングなど耐熱・耐摩耗性を有する構造材料としての利用に向けて本格的な開発が開始された¹⁻⁸⁾が、現在に至るまで構造材料分野での実用化、利用・普及が期待されたほどには進展していない。このことはファインセラミックスに関して克服すべき技術的課題が多く残されていることの証左でもあり¹⁻⁵⁾、二次加工としての適切な機械加工技術が未だ確立されていない¹⁻⁹⁾ことが課題の1つにあげられる。

また、繊維強化複合材料は高い強度と比剛性、疲労破壊に対する大きな抵抗などの優れた特性を有する新素材であり¹⁻¹⁰⁾、その機械的・物理的特性およびその他の諸特性は、構成成分の材質、体積比率、補強構造などを変えることによって広範に所期の特性に調節できる¹⁻¹¹⁾。したがって、現在ではさまざまな種類の複合材料が開発され、かなり実用化されている。複合材料にもトリミング、ばり取り、切断および穿孔など、ファインセラミックスの二次加工に準じた加工が要求される¹⁻¹²⁾。しかし、現在ではまだ生産性および品質の点で満足するレベルにまで到達しておらず、その機械加工技術確立の重要性がますます高くなっている¹⁻¹³⁾。

本論文は、以上2種類の新素材を研削加工する場合の加工機構ならびに特性を解明することによって、新素材を高品質化するための研削加工技術を確立しようとするものである。本論文の概要は以下のとおりである。

まず、第I編において、ファインセラミックスの高品質研削加工技術を確立するための基礎的知見を明らかにする。すなわち、エンジニアリングセラミックスの代表である窒化けい素、サイアロン、アルミナおよび部分安定化ジルコニアに対して、研削加工の基礎現象である単粒切れ刃による円弧形切削を行い、切れ刃の上すべり現象を考慮した加工機構ならびに切削溝表面下のクラックを解析することで単粒研削機構を明らかにする。続いて、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いて円筒プランジ研削を行い、その研削機構ならびに加工変質層の生成機構を実験的に検討する。さらに、超仕上における切れ刃の切削能力などの超仕上過程の評価法を提案し、この評価法によってダイヤモンド超仕上砥石による常圧焼結窒化けい素の超仕上過程を検討することで、ファインセラミックスの精密加工技術への指針を提示する。

第II編においては、ガラス繊維強化プラスチックおよびアラミド繊維強化ゴムの2種類の繊維強化複合材料を、研削によって高品質化するための加工技術について検討する。すなわち、ガラス繊維強化プラスチックの研削機構を実験的に解明することによって、二次加工面品位の改善に対する研削加工の有効性について検討する。また、アラミド繊維強化ゴムの研削機構を明らかにし、その表面特性を研削加工によって調整する可能性を検証する。さらに、アラミド繊維強化ゴムの研削加工面の摩擦特性を予測するための理論解析法を提案し、その妥当性を検討する。

《 参 考 文 献 》

- I- 1) 鳴瀧則彦：難削材の切削加工，日刊工業新聞社（1989）1.
- I- 2) 河村末久，矢野章成，樋口誠宏，杉田忠彰：研削加工と砥粒加工，共立出版社（1984）1.
- I- 3) 中島利勝：難削材の研削加工概論，精密工学会誌，58，12（1992）1973.
- I- 4) 中島利勝，鳴瀧則彦：機械加工学，コロナ社（1983）6.
- I- 5) 下田 仁：ファインセラミックス産業の概要と課題，ニューセラミックス，7，5（1994）83.
- I- 6) 小野昌孝：複合材料のおはなし，日本規格協会（1983）9.
- I- 7) （社）精機学会 硬脆材料の精密加工に関する調査・研究分科会 編：ファインセラミックス——硬脆材料の精密機械加工，マシニスト出版（1984）5.
- I- 8) 米屋勝利：高温・高強度セラミックスの開発と応用，ニューセラミックス，2，4（1989）37.
- I- 9) セラミックス加工研究会 編：ファインセラミックスの精密加工，工業調査会（1990）3.
- I-10) 化学技術誌 MOL 編集部 編：新素材テクノロジー&アプリケーション，オーム社（1986）57.
- I-11) 堂山昌男，山本良一 編：複合材料，東京大学出版会（1984）v.
- I-12) 内田盛也 編：先端複合材料の設計と加工，工業調査会（1988）185.
- I-13) I-11)の86.

第1編 ファインセラミックスの高品質研削加工

第1章 緒 論

近年、航空・宇宙産業、原子力・エネルギー産業、海洋開発産業などの先端技術産業において新たな技術の開発が急速に進められている。これらの開発にともなって、これまで構造材料の中心であった金属材料や有機材料では耐熱性、高温強度、耐食性、耐摩耗性などの面で目的を満足することが困難となってきており、より特性の優れた材料の開発が望まれている。そこで、さまざまな新素材が開発されているが、その中でも軽量で高強度、高温における強度低下が比較的少なく、耐摩耗性、耐食性に優れるファインセラミックスはより高度の要求を達成し得るものとして、各先端産業分野において積極的に構造材料としての利用・開発が進められ¹⁻¹⁾、特に今後の精密機械部品への適用が有望視されている¹⁻²⁾。

一般に、ファインセラミックス製品の製造工程は、原料粉末精製→成形→仮焼結→一次加工→本焼結→二次加工（切断加工、研削加工、ラッピング、ポリッシングなど）のように数段階に及び、各工程において厳密な制御が行われている¹⁻³⁾。このような工程の中でも原料精製、成形および焼結工程においてほぼ材料特性が決定される¹⁻⁴⁾。すなわち、原料精製において材料中の不純物量を少なくするほど、また結晶粒径が小さいほど材料強度が増加する¹⁻⁵⁾。また、ファインセラミックスの成形方法には条件に応じて泥しょう鑄込み、射出成形法、プレス成形法などが行われ、その焼結にも数種類の方法があり、それぞれ固有の特徴を有する。最も一般的な常圧焼結法は、射出成形またはプレス成型された材料を大気圧下で焼結する方法で、簡易であるが焼結に伴う材料の収縮率は10～20%にも達する¹⁻⁶⁾。次に、緻密な材料を得るためにホットプレス焼結やHIPなどの圧力を加えながら焼結する方法が行われるが、これらの焼結法では複雑な形状を得ることが困難である。窒化けい素を比較的安価に製造する方法としてけい素を高温の窒素ガス中で焼結することに代表される反応焼結法は、焼結時の収縮が少なく、複雑な形状の材料には適するが、材料の気孔率が10～20%と大きく¹⁻⁷⁾、材料強度の低下をまねく。このように、ファインセラミックスは焼結時の材料収縮の制御が不可能なために焼結によって必要な寸法、形状を得ることが困難である。そこでファインセラミックスを工業用材料として利用するには、本焼結後に二次加工として機械加工が施されることが不可欠となる。

ファインセラミックスの二次加工には、能率、寸法精度などを考慮して切断加工、切削加工、研削加工、レーザ加工、放電加工、超音波加工、化学研磨などの除去加工が試みられている¹⁻⁸⁾。しかし、ファインセラミックスの優れた特性ゆえに金属材料の場合に比べると機械加工が困難であるため能率が劣る。近年、ダイヤモンド工具の開発により加工能率はかなり向上したが、それに伴って生産コストも上昇し、同量の材料除去に必要な生産費は鋼材の場合の数千倍にも達している¹⁻⁹⁾のが現状である。したがって、ファインセラミックスの高

能率，高精度な加工法の確立が急がれている。このような状況下で，高精度高能率な加工法として広く用いられ，今後有望視されているのがダイヤモンド砥石を用いた研削加工である¹⁻¹⁰⁾。

ダイヤモンド砥石を用いた研削加工法については，近年盛んに研究が行われ，その内容も多岐にわたっている。工具であるダイヤモンド砥石に関しての例を上げると，従来のメタルボンド砥石，レジノイドボンド砥石，ビトリファイドボンド砥石に加えて鑄鉄ボンド砥石¹⁻¹¹⁾，無気孔ビトリファイドボンド砥石，繊維強化砥石も用いられるようになり，砥石のドレッシングに関してかなり報告されている^{1-12~16)}。また，研削方法についても平面研削加工¹⁻¹⁷⁾，プランジ研削加工¹⁻¹⁸⁾，トラバース研削加工，クリープフィード研削加工¹⁻¹⁹⁾が行われ，工作機械の高剛性化に伴いマシニングセンタによる研削加工も行われている。ファインセラミックスは硬脆材料であるため，脆性破壊による材料除去が行われると従来から考えられてきたが，加工条件によっては塑性変形が主体となった材料除去が可能であることも報告され¹⁻²⁰⁾，いわゆるクラックフリーのシャーマード研削^{1-21~24)}も生産現場に導入されつつある。また，近年では研削加工後のセラミックスの強度¹⁻²⁵⁾あるいは研削加工面品位¹⁻²⁶⁾なども研究の対象となっており，超高速研削の適用¹⁻²⁷⁾まで検討されはじめている。

さらに，研削加工だけでは表面粗さを調整し，加工面のクラックや加工変質層を除去することが困難であるため，ファインセラミックスの超仕上^{1-28) 1-29)}，ラッピングおよびポリッシングなどの砥粒加工¹⁻³⁰⁾も研究の対象となり，製造過程で適用され始めている。

このように研究においては数々の有益な報告がなされているが，材料自体に対する規格が未だに確立されていないことなどから材料特性の把握が十分ではないことも加わって，研削加工を中心とした精密加工は試行錯誤的に行われているのが現状である。

本編は，ダイヤモンド砥石によるファインセラミックスの高品質機械加工技術を確立するための基礎的知見を得ることを目的とするものであり，ファインセラミックスの研削機構を中心に実験的検討を行い，さらに超仕上機構の検討を加える。本編は，緒論，結論および8つの章から構成され，その概要は以下のようなものである。

第2章では，構造材料としてのファインセラミックスの特性について説明し，高品質なファインセラミックス製品を得るにあたっての機械加工の重要性について解説する。

第3章では，研削現象の基本現象である1個の砥粒切れ刃の幾何学的干渉形状を理論的に解析し，幾何学的切りくず形状を決定する特性値について解説する。

第4章では，部分安定化ジルコニアおよびサイアロンの研削現象を解明するための基礎的実験として，円錐状ダイヤモンド単粒切れ刃を用いて円弧形切削する場合の切削機構を検討し，主に切れ刃の上すべり現象および加工面下に生成されるクラックについて解析する。

第5章では，研削加工における表面創成曲線に直接影響を及ぼす接触剛性に起因する切残し量について考察し，円筒プランジ研削加工の場合について砥石の設定切込み量と実切込み量との関係に影響を及ぼす要因について解説する。

第6章では，部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削過程に対して理論解析法の適用を提案し，円筒プランジ研削実験の結果と比較することで理論解析法導入の妥当性について検

討し、部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削過程を定量的に評価する。

第7章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いた各種ファインセラミックスの円筒プランジ研削実験によりその研削機構を解明し、さらに研削面下に生成・残留するクラックならびに加工変質層の生成機構についての検討を加える。

第8章では、超仕上における砥粒切れ刃の運動軌跡を理論的に解析し、これを基にした超仕上過程のモデルから砥粒切れ刃の材料除去能力を評価するための基準量および砥石圧力の解析手法について解説する。

第9章では、前章で示した材料除去能力の評価基準量および砥石圧力の解析手法を導入し、常圧焼結窒化けい素をメタルボンドダイヤモンド砥石で超仕上する場合の加工機構を検討し、超仕上によって高精度なファインセラミックス製品を得るための加工技術について考察する。

第10章では、ファインセラミックスの高品質研削加工について第2章から第9章までの各章で得られた結果をまとめる。

《 参 考 文 献 》

- 1- 1) (社)精機学会 硬脆材料の精密加工に関する調査・研究分科会 編：ファインセラミックス硬脆材料の精密機械加工，マシニスト出版（1984）5.
- 1- 2) 磯谷三男：ファインセラミックスは精密機械に向けた材料です，精密工学会誌，**57**，3（1991）401.
- 1- 3) ニューセラミックス懇話会 編：セラミックスの超精密加工，日刊工業新聞社（1983）25.
- 1- 4) 中川威雄：セラミックス機械部品への課題——加工技術確立の必要性，機械技術，**32**，8（1984）26.
- 1- 5) 佃 昭，近藤祥人，黒島泰幸，岡田昭次郎，植松敬三：粒径制御されたHIPアルミナ焼結体の被研削性，精密工学会誌，**58**，8（1992）1363.
- 1- 6) 岩橋俊之：ファインセラミックスの射出成形技術，機械と工具，**32**，5（1988）89.
- 1- 7) (社)精機学会 硬脆材料の精密加工に関する調査・研究分科会 編：ファインセラミックス硬脆材料の精密機械加工，マシニスト出版（1984）42.
- 1- 8) 杉田忠彰：セラミックスの機械加工，養賢堂（1985）5.
- 1- 9) 江田 弘，貴志浩三，上野秀雄：硬脆材料における加工変質層の分析，機械と工具，**29**，4（1985）51.
- 1-10) セラミックス加工研究会 編：ファインセラミックスの精密加工，工業調査会（1990）3.
- 1-11) 萩尾田善明，刈込勝比古，中川威雄：鑄鉄ボンドダイヤモンド砥石の製作，精密工学会誌，**53**，10（1987）1562.
- 1-12) 井上英夫：超砥粒砥石のツルーイングとドレッシング，機械と工具，**26**，10（1982）46.
- 1-13) 庄司克雄，周 立波，田牧純一：ダイヤモンド砥石におけるボンドテールの形成機構について，精密工学会誌，**56**，7（1990）1247.
- 1-14) 堤 千里，岡野啓作，須藤徹也：セラミックスの高品位翼形状研削に関する考察，精密工学会誌，**59**，5（1993）803.
- 1-15) 柳下福蔵，小林重治，酒井保男：液体ホーニングによる超砥粒砥石のドレッシング法の開発（第7報）——砥粒切れ刃の微小観察，1994年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，825.
- 1-16) ダイヤモンド砥石研究会 編：ダイヤモンド砥石の選び方・使い方，日刊工業新聞社（1988）75.
- 1-17) 張 璧，戸田 和，吉川昌範：ダイヤモンド砥石によるセラミックス研削面の表面性状，精密工学会誌，**54**，8（1988）1537.
- 1-18) 中島利勝，宇野義幸，藤原貴典：ファインセラミックスの研削過程に関する研究，精密工学会誌，**52**，1（1986）120.
- 1-19) 愛 恭輔，岸本幸宏：セラミックスのクリープフィード研削，精密工学会誌，**58**，4（1992）607.
- 1-20) K. E. Puttick and A. Franks : The Physics of Ductile-brittle Machining Transitions—Single-point Theory and Experiment, Journal of The Japan Society for Precision Engineering, **56**，5（1990）788.
- 1-21) 市田良夫，貴志浩三，蓮田裕一：セラミックスの精密研削における微粒ダイヤモンド砥石の最適研削条件，精密工学会誌，**58**，6（1992）1065.
- 1-22) 宮下政和：ぜい性材料の延性モード研削加工技術——ナノ研削技術への道，精密工学会誌，**56**，5（1990）782.
- 1-23) P. A. McKeown, K. Carlisle, P. Shore and R. F. J. Read : Ultra-precision, High Stiffness CNC Grinding Machines for Ductile Mode Grinding of Brittle Materials, Journal of The Japan Society for Precision Engineering, **56**，5（1990）806.
- 1-24) Thomas A. Dow and Ronald O. Scattergood : Ductile/Brittle Transition and Development of Ductile Mode Grinding Technology, Journal of The Japan Society for Precision Engineering, **56**，5（1990）794.
- 1-25) 太田 稔，宮原克敏：セラミックスの強度に及ぼす研削加工の影響（第8報）——材料の種類と圧子圧入，単粒研削後の強度，1993年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集，357.

- 1-26) 市田良夫, 貴志浩三 : A F Mによる窒化けい素超精密研削表面のナノトポグラフィ, 精密工学会誌, 58, 9 (1992) 1569.
- 1-27) 酒井安昭, 井上孝二, 小野克博, 渡辺泰彦 : ビトリファイドダイヤモンドホイールによるセラミックスの超高速研削, 1993年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, 677.
- 1-28) 上田隆司, 金曾久佳, 松森 昇, 杉田忠彰 : ファインセラミックスの超仕上加工, 精密工学会誌, 57, 7 (1991) 1229.
- 1-29) 小田喜敏美, 重松日出美, 富田 進 : セラミックスの鏡面仕上に関する研究(第1報)——超仕上盤による窒化けい素(Si_3N_4)の鏡面仕上について, 日本機械学会論文集(C編), 58, 552 (1992) 2556.
- 1-30) C. Cheng, S. Sakai, I. Inasaki : "Lapping of Advanced Ceramics" Journal of Materials and Manufacturing Processes, Vol. 6, No. 2 (1991) p. 211

第2章 構造材ファインセラミックス

第1節 ファインセラミックスとその材料特性

近年における技術革新の進展によって、材料技術への極めて厳しい要望が投げかけられている²⁻¹⁾。このような状況の中でセラミックスの研究開発にも大きな努力が払われるようになり、その成果が期待されている。従来からさまざまな用途にセラミックス（コンベンショナルセラミックス）が用いられてきたが、これらよりもさらに高度に精選された原料を用い、精密に制御された化学組成をもち、よく制御された製造技術により製造・加工され、よく設計された構造と優れた特性を有するセラミックスがファインセラミックスである²⁻²⁾。その中でも、材料の機械的、熱的および化学的な性質を主に利用し、各種構造部品として使用される材料が構造材セラミックス（エンジニアリングセラミックス）であり、その特性の顕著な向上とともに、先端技術を切り開く素材として依然注目されている²⁻³⁾。

構造材セラミックスは、材料として利用する機械的、熱的および化学的特性の観点から①耐熱・高強度材料、②超硬質材料、③高韌性材料、④耐熱衝撃材料、⑤断熱材料に分類される²⁻⁴⁾。以下に各特性と代表的セラミックスについて若干の説明を加える。

耐熱・高強度材料の主な性質は、高強度でかつ優れた耐熱性および耐食性である。このような性質は共有結合性の高い材料にみられ、代表的な材料は窒化けい素、サイアロン、炭化けい素などの非酸化物系材料である。本編で工作物に選定したサイアロンは、その結晶構造が Si_3N_4 の基本構造であり、Siの一部がAlによって、Nの一部がOによって置換されたものである²⁻⁵⁾。したがって、その分子構造からサイアロンは非酸化物である窒化けい素 Si_3N_4 と酸化物であるアルミナ Al_2O_3 両者の特徴を合わせ持ち、これらの組み合わせによって適切な機械的性質を調整することが可能なセラミックスである。

超硬質材料の主な性質は、高硬度、優れた耐摩耗性および不活性である。化学的に安定した不活性セラミックスは酸化物系材料であり、その中でもアルミナは硬度がかなり高く、切削工具などに採用されている。

高韌性材料の主な性質は、比較的大きな韌性、高強度および破壊エネルギーが大きいことである。セラミックスは一般にもろい材料であり、破壊韌性値で $5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 以下のものが多く、このことが構造材料としてのセラミックスの実用化の大きな障壁となっている。このもろさを改善した高韌性材料の代表が部分安定化ジルコニアである。この材料は MgO 、 Y_2O_3 などを2~8mol%加えて高温で焼結したものを、低温でアニールすることによって、単斜晶の安定化ジルコニアのマトリックス内に正方晶の非安定化ジルコニアの $1\mu\text{m}$ 以下の粒子を10~60%析出させたもの²⁻⁶⁾で、破壊に伴う正方晶から単斜晶への応力誘起変態機構を利用して破壊のエネルギーを吸収することにより高い韌性を示す²⁻⁷⁾。

耐熱衝撃材料の主な性質は、小さい熱膨張率である。セラミックスの耐熱衝撃性は多くの物性に依存しているが、最も大きな影響を及ぼす因子は熱膨張係数である。そのため耐熱衝撃材料としては、主に熱膨張の小さな($\alpha < 2.0 \times 10^{-6} / \text{K}$)セラミックスが用いられる²⁻⁸⁾。

断熱材料の主な性質は、断熱性が大きいことである。セラミックスは一般に熱伝導率が小さいので、バルク状のままでも断熱材として使用されているが、さらに断熱効果を上げるには多孔質あるいは繊維状にして使用する。熱伝導率の小さいセラミックスとしては SiO_2 、 ZrO_2 などがあげられる。

第2節 機械加工によるファインセラミックス高品質化の重要性

硬脆材料の代表であるファインセラミックスは、高純度に精選された天然無機物または人工的に合成した無機化合物を原料とし、反応焼結法、常圧焼結法、ホットプレス法、HIP法などにより製造される。最も一般的な常圧焼結法は形状の制限もなく量産に適するが、焼結時の収縮率が10~20%にも及び、しかも部分によって収縮率が異なる。また、焼成工程にも高圧を用いるホットプレス法やHIP法では、素材の欠陥が少なく材料強度が優れるが、複雑な形状や大型のものが得にくい。反応焼結法では、寸法収縮は少ないが多孔質となり十分な強度が得られない。以上のような各種の弊害が、ファインセラミックスの焼成工程までのプロセスにおいて必然的に生じる²⁻⁹⁾。

セラミックスを機械部品として使用する場合は、所期の形状、寸法、表面粗さ、物性などが要求される。成形・焼結工程のみで所定の形状、寸法、表面粗さ、表面特性にすることが望ましいが、その実現については前述のように、まず形状および寸法の点で現状では技術的に困難な面が多い²⁻⁹⁾。さらに、ファインセラミックスは原料粉末を型に充填して成形するため、その表面は理論的に結晶粒単位の凹凸から構成されることになり、焼結に伴う粒成長などが発生する可能性などを考慮すれば、成形・焼結工程のみで十分な表面粗さを得ることはできない²⁻¹⁰⁾。また、条件によっては焼結に伴って表面欠陥などが生成・残留する。したがって、寸法ならびに表面特性などを規定された精密機械部品を得るためには成形・焼結後の二次加工すなわち精密な機械加工が必要不可欠である。

《 参 考 文 献 》

- 2-1) 島村昭治 編：未来を拓く先端材料，工業調査会（1982）13.
- 2-2) 海野邦昭：ファインセラミックスの高効率機械加工，日刊工業新聞社（1986）3.
- 2-3) 下田 仁：ファインセラミックス産業の概要と課題，ニューセラミックス，7，5（1994）83.
- 2-4) 奥田 博，平井敏雄，上垣外修己：構造材料セラミックス，オーム社（1987）3.
- 2-5) 三友 護：常圧焼結法による β -サイアロン焼結体の製造，ファインセラミックス，2（1981）108.
- 2-6) 作花済夫 編：セラミックスを知る事典，アグネ（1982）147.
- 2-7) 杉田忠彰：セラミックスの機械加工，養賢堂（1985）62.
- 2-8) 2-4)の6.
- 2-9) (社)精機学会 硬脆材料の精密加工に関する調査・研究分科会 編：ファインセラミックス——硬脆材料の精密機械加工，マシニスト出版（1984）20.
- 2-10) ニューセラミックス懇話会 編：セラミックスの超精密加工，日刊工業新聞社（1983）4.

第3章 研削加工における砥粒切れ刃の干渉状態

第1節 緒言

研削加工は、研削砥石の作用面にランダムに分布する多数の砥粒切れ刃の1つ1つが工作物を高速度で微量ずつ切削する結果として進行する³⁻¹⁾。したがって、研削現象を解明するためには個々の切れ刃の切削現象を把握しなければならない。研削加工においては、旋削や形削りなどの切削加工の場合とは異なり、工作物と干渉する個々の砥粒の切込み深さが零から順次増加し、ある点で最大値となった後に徐々に減少して再び零になる。このように1つの砥粒切れ刃と工作物との干渉は過渡的に進行し、このために研削過程において切れ刃の上すべり現象³⁻²⁾が生じ、これが研削過程において研削加工固有の表面創成現象³⁻³⁾およびかつぎ現象³⁻⁴⁾などとして現れる。

そこで本章では、研削現象の基礎を解明するために不可欠な1個の砥粒切れ刃と工作物との干渉の過程を幾何学的に解析する。

第2節 砥粒切れ刃による幾何学的切りくず形状

加工精度、仕上面特性、研削能率などの研削結果は、個々の切れ刃によって生成される切りくずの形状と密接な関係を有する。研削加工における切りくず形状は加工条件と砥石作用面上における切れ刃の分布状態すなわち工具条件ならびにドレッシング条件によって決定され、切りくず厚さ、切りくず長さおよび切込み角によって特徴付けられる³⁻⁵⁾。

そこで本節では、砥石作用面上に均一に分布した一定形状の切れ刃が工作物と干渉する場合を想定し、1つの切れ刃が工作物を通過する軌跡に従った切りくずが生成されるものとして幾何学的に切りくず形状を解析する。いま、図3-1に示すように周速度 V_s で回転する半径 R_s の研削砥石で、周速度 V_w で回転する半径 R_w の工作物を切込み量 Δ で円筒プランジ研削する場合を考える。砥石作用面上の砥粒切れ刃 a が工作物上に描く軌跡 COO_1A は厳密にはトロコイド曲線であるが、砥石切込み量 Δ が砥石半径 R_s および工作物半径 R_w に比べて非常に小さいため1つの砥粒切れ刃が工作物と接触する長さは極めて短くなる。したがって、1個の砥粒切れ刃が工作物上に描く軌跡 y は次式に表す二次関数で近似することができる。

$$y = \Delta - \frac{(R_s + R_w)(\alpha s - c x)^2}{2 K_R} \quad (3-1)$$

ただし、 $K_R = R_w / R_s$ 、 $K_v = V_w / V_s$ 、 $\alpha s = 2 \Delta K_R / R_s (1 + K_R)$ 、 $c = 1 / R_s \cdot (1 + K_v)$ である。

研削加工においては、切れ刃 a に続いてその後方に存在する切れ刃 b が工作物を切削するので、切れ刃 b によって図の斜線部分 O_1DBAO_1 が切りくずとなる。この場合、切れ刃 a と b の間の距離すなわち連続切れ刃間隔を δ とすれば、切れ刃 a と b による干渉曲線間の距離 $L_0 (= \widehat{AB} = \widehat{OO'})$ は次式で与えられ、研削加工における切りくず形状が幾何学的に決定される。

$$L_0 = K_v \cdot \delta \quad (3-2)$$

図3-2 は砥粒切れ刃が工作物に干渉する状態を示す。図中の切れ刃の軌跡が ν_2 であり、 ν_1 は先行する切れ刃の描く軌跡を表す。したがって、生成される切りくずは図に示すような形状となり、砥粒切れ刃の切込み深さつまり切りくずの厚さが切れ刃の干渉開始から終了まで連続的に変化するものとなる。すなわち、研削加工においては砥粒切れ刃が微小な角度 ig で工作物表面に侵入していき、切れ刃の切込み深さは零から徐々に増加した後最大となり、再び零まで減少する。したがって、この場合の切りくず厚さは、零から直線的に増大し、干渉長さ L_t において最大となった後に再び零まで減少する。このときの最大切りくず厚さ t_{max} は次式で与えられる。

$$t_{max} = \frac{(1 + K_R) \cdot K_v \cdot \delta \cdot (L - L_0)}{2 K_R \cdot (1 + K_v)^2 \cdot R_s} \quad (3-3)$$

ただし、 $L = 2 \alpha_s \cdot R_s (1 + K_v)$ である。

また、切りくず長さ L_c および切れ刃の切込み角 ig は次式で表される。

$$L_c = \frac{L + L_0}{2} \quad (3-4)$$

$$ig = \frac{K_v \cdot \delta \cdot (1 + K_R)}{K_R \cdot (1 + K_v)^2 \cdot R_s} \quad (3-5)$$

上式の幾何学的関係から砥粒切れ刃が工作物に食い込む時の角度すなわち切込み角 ig は、速度比 K_v 、半径比 K_R 、連続切れ刃間隔 δ および砥石半径 R_s の影響を受けるが、砥石の切込み量 Δ には無関係であることがわかる。

図3-3 は切込み角 ig と速度比 K_v との関係を、半径比の逆数 $1/K_R$ をパラメータとして示すものである。図から、一般の研削加工においては速度比 K_v を $10^{-2} \sim 10^{-3}$ に設定するが、この場合の切込み角 ig は $10^{-3} \sim 10^{-5}$ rad とかなり小さくなることがわかる。また、通常の研削加工において切込み角 ig は、円筒外面研削 ($1/K_R > 0$)、平面研削 ($1/K_R = 0$) および内面研削

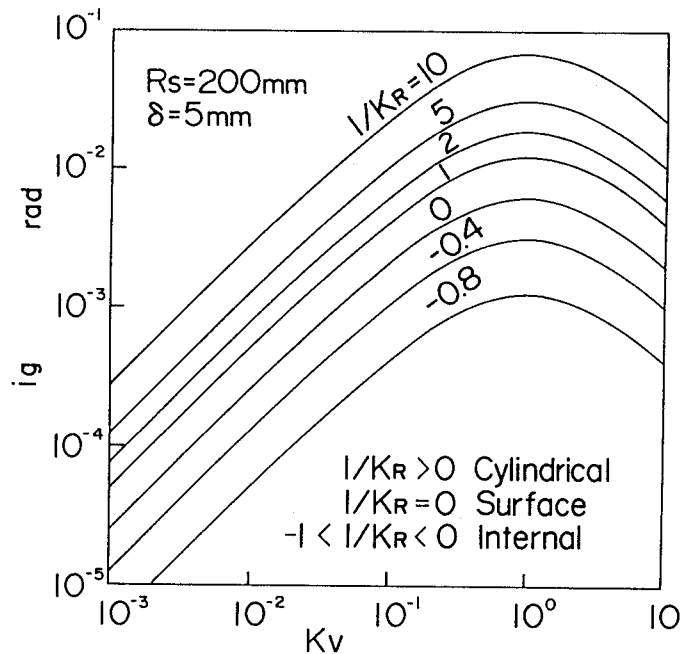


Fig. 3-3 Relationships between interference angle and speed ratio

($-1 < 1/K_R < 0$)に関わらず $1/K_R$ が大きいほど、また速度比 K_v が大きいほど大きくなる。

第3節 切れ刃の過渡的切削現象

研削加工において切れ刃として作用する砥粒は、ランダムで複雑な形状であり、極微小な部分に限定すれば鋭利な切れ刃稜が存在する場合もあるが、工作物と干渉する際には負の大きなすくい角をもつことになる³⁻⁶⁾。研削加工においては、このような形状の切れ刃が、前節で述べたように高速度で非常に小さな角度で工作物表面に食い込もうとし、その切込み深さが零から連続的に増加し最大に達したのち、再び零に戻るといった過渡的な切削過程をたどる。この過程において、切削現象以外に弾性変形現象および塑性変形現象を伴う研削加工特有の現象が発生する。これは図3-4に示すように、切れ刃が工作物と干渉を開始しても直ちに切りくずが生成されず、ある接触圧力に達するまで工作物が弾性的に変形するだけの弾性的上すべり現象を示す。切れ刃が弾性限界を通過すると、工作物を切れ刃前方および側方に押しやる塑性変形が生じ、切りくずを生成せず塑性的に上すべりする。さらに切れ刃の切込み量が大きくなり塑性限界に到達した時点で初めて切りくずが生成され、切削現象が開始される。このように切削領域に至るまでの切れ刃の上すべり現象は、切りくずの生成過程のみならず、仕上面の創成過程にも大きな影響を及ぼす。これまで、金属材料を研削する場合に発生する上すべり現象については、岡村・中島によって詳細な検討が行われており^{3-2) 3-7) 3-8)}、本編で取り扱うファインセラミックスのような硬脆材料材料をダイヤモンド砥石で研削加工する場合についても中島・宇野らによって同様な上すべり現象の発生が確認されている³⁻⁹⁾。

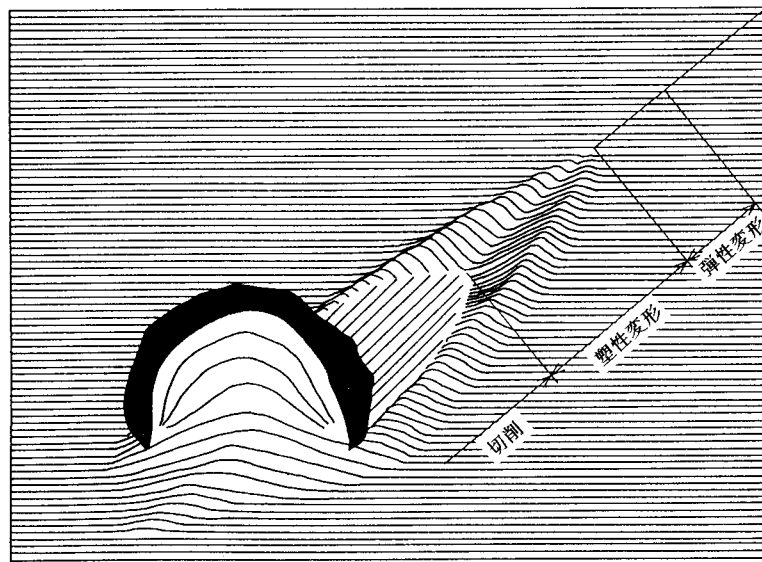


Fig.3-4 A model of grinding streak

第4節 結 言

本章では、岡村・中島らのこれまでの研究を踏まえて、研削の基礎的現象である切れ刃の過渡的切削過程を解析した。本章で得られた結果は以下のようなものである。

研削加工における個々の砥粒切れ刃の干渉形態は、負の大きなすくい角を有する砥粒切れ刃が高速度かつ非常に小さい角度で工作物に侵入し、砥粒の切込み深さが直線的に増加した後には最大となり、再び零まで減少する過渡的な切削過程となる。これに伴って、切れ刃の上

すべり現象が発生し、工作物との干渉開始直後から切れ刃の切込み深さの増加に従って、弾性的上すべり、塑性的上すべり、更には切削状態へと干渉形態が移行する。この上すべり現象は研削加工に特有の現象であり、これによって切りくずの生成過程および仕上面創成過程が支配される。したがって、砥粒切れ刃の過渡的切削過程が仕上面粗さ、研削能率などの研削結果を決定づけることはもちろんであるが、さらに加工面の残留応力、加工硬化層などの仕上面品位にも少なからず影響する。本編で対象とするファインセラミックスの研削加工の場合にも上記の金属材料の場合と同様な過渡的切削過程の集積によって研削が進行するものと思われ、ファインセラミックスの研削加工による高品質化を達成するためには、過渡的切削する場合の上すべり現象ならびにそれに伴う仕上面品位への影響などを明らかにすることが必要である。

《 参 考 文 献 》

- 3-1) 中島利勝, 鳴瀧則彦: 機械加工学, コロナ社 (1983) 117.
- 3-2) 岡村健二郎, 中島利勝, 平 邦昭, 藤原煌三: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第4報)——切れ刃切込み角と上すべり現象との関係, 精密機械, **33**, 3 (1967) 161.
- 3-3) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論 (第1報) ——加工面創成曲線, 精密機械, **36**, 2 (1970) 141.
- 3-4) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性 (第1報)——かつぎ現象の解明, 精密機械, **38**, 7(1972) 580.
- 3-5) 3-1)の141.
- 3-6) 河村末久, 矢野章成, 樋口誠宏, 杉村忠彰: 研削加工と砥粒加工, 共立出版 (1984) 24.
- 3-7) 岡村健二郎, 中島利勝, 山本紀一郎: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第5報)——円弧形切削実験による微小切削現象の考察, 精密機械, **33**, 4 (1967) 237.
- 3-8) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第6報)——単粒研削みぞの解析, 精密機械, **33**, 5 (1967) 312.
- 3-9) 中島利勝, 宇野義幸, 藤原貴典, 池尻篤則: サイアロンの単粒研削に関する研究, 精密工学会誌, **53**, 8 (1987) 1271.

第4章 ファインセラミックスの過渡的切削過程と加工面特性

第1節 緒言

ファインセラミックスの加工に一般的に広く用いられる研削加工は、砥石作用面上に分布する一つ一つの切れ刃による微小な過渡的切削現象の集合として進行する⁴⁻¹⁾。したがって、研削現象を理解するためには1個の砥粒切れ刃による過渡的切削現象を明らかにすることが重要である。前章で解析したように、研削加工においては個々の砥粒切れ刃が工作物と接触した後、その切込み深さが零から徐々に増加し、最大となったのちに再び零に戻る。本章ではこのことに着目し、研削加工に類似した状態での切削現象を明らかにするため、ダイヤモンド単粒切れ刃による部分安定化ジルコニアおよびサイアロンの円弧形切削実験を行った場合の切削機構を切削抵抗、溝形状の解析、溝表面の観察などによって実験的に検討した。

さらに、ファインセラミックスを研削する場合は、金属材料の場合とは異なり、仕上面下に微細なクラックなどが生成、残留し、これが製品の強度、寿命および信頼性などを低下させる。したがって、本章の円弧形切削実験において溝表面下に生成されるクラックの観察ならびに解析を加えることによって、研削加工面下に残留するクラックの形態およびその規模についての基礎知見を明らかにした。

第2節 実験方法および条件

2.1 ファインセラミックスの材料特性

本章では、サイアロンおよび部分安定化ジルコニアを被削材として用いた。表4-1にこれらの被削材の機械的性質を示す。

サイアロンは、窒化けい素、炭化けい素ならびにジルコニアに代表されるエンジニアリング・セラミックスの中でも比較的新しく開発された材料であり、その結晶構造は Si_3N_4 の基本構造であり、Siの一部をAlが、Nの一部をOが置換されたものである⁴⁻²⁾。したがって、サイアロンはその分子構造から窒化けい素 Si_3N_4 とアルミナ Al_2O_3 の組み合わせによって非酸化物と酸化物セラミックスの両者の特徴を組み合わせ、適切な機械的性質を調整する材料として、新しいエンジニアリングセラミックスへの利用が期待されている。その主な性質は、比重が小さく、機械的、熱的特性に優れ、化学的安定性にも優れていることである。また、サイアロンの結晶粒子は、結晶構造の違いによって α 型と β 型にわかれ、 α 型結晶粒子の含有量が多い材料ほど高硬度であり、逆に β 型結晶粒子の含有量が多いほど高強度、

Table4-1 Physical properties of Sialon and ZrO_2

Work materials	Hardness	Bending strength MPa	Young's modulus MPa	Poisson's ratio	Fracture toughness K_{Ic} MN/m ^{3/2}	Specific gravity	Thermal conductivity W/(m·K)
Sialon	HV=2000	833	304000	0.268	5.25	3.22	11.01
ZrO_2	HV=1100	1177	196100	0.311	7.25	6.05	1.67

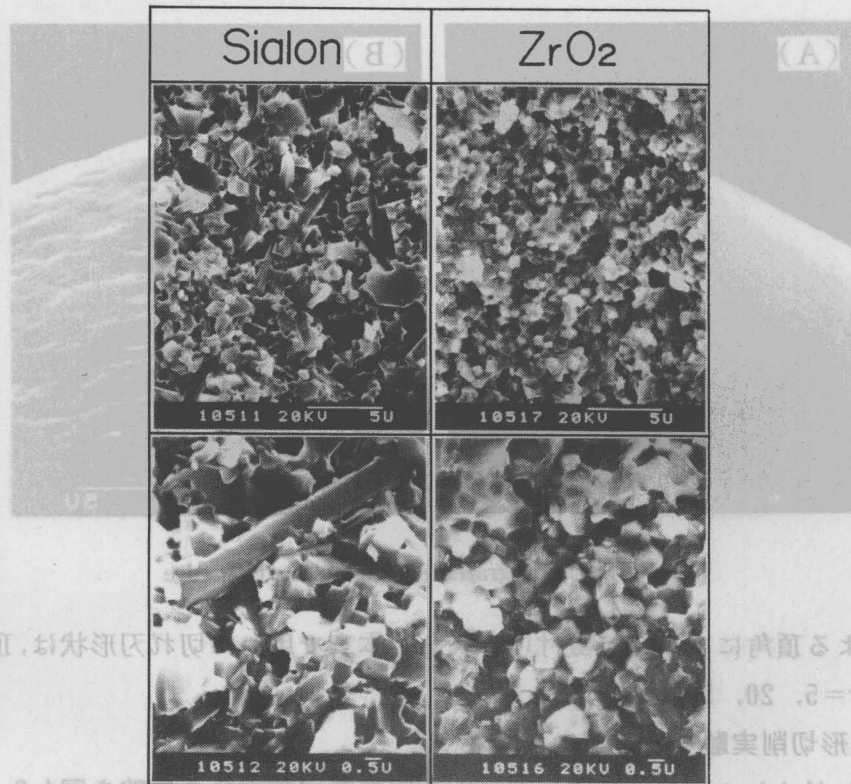


Fig. 4-1 SEM photographs of fractured surface of Sialon and ZrO_2

高じん性を示す⁴⁻³⁾。本章では、 α 相と β 相が混合した α 化率60%の $\alpha + \beta$ 型サイアロンを用いた。

一方、部分安定化ジルコニアは、高じん性セラミックスの代表であり、材料内にき裂が伝播した場合その先端近傍の応力場において正方晶から単斜晶への変態が誘発され、破壊エネルギーの吸収および体積膨張による応力の緩和が生じるため、き裂の発生および伝播の緩和に優れた性能を示す⁴⁻⁴⁾。その主な特徴は、1)常温における強度およびじん性が高い 2)熱膨張係数が鉄系材料に比較的近い 3)熱伝導率が小さいなどであり、機械構造用材料としての期待が高まっている。本章では、部分安定化の為に3%molの Y_2O_3 を含んだものを使用した。

図4-1はサイアロンおよび部分安定化ジルコニアの破断面のSEM写真である。図から、サイアロンは、粒径 $1\mu m$ 程度の粒状晶である α 型サイアロンの粒子とアスペクト比の大きな長さ $5\mu m$ 程度の柱状晶である β 型サイアロンの粒子によって構成されていることがわかる。部分安定化ジルコニアは、主に粒径約 $1\mu m$ の粒状晶から構成されるが、数粒子単位の大サイズの構成粒子も観察される。これは、ジルコニア材料の焼結段階において焼結助剤などの影響によって構成粒子が成長したためと考えられる。

2.2 ダイヤモンド単粒切れ刃

図4-2は本章で用いた円錐状ダイヤモンド単粒切れ刃をSEMで観察した例である。図のように、ダイヤモンド切れ刃は円錐状の先端が球状となっており、その形状は先端丸み半径

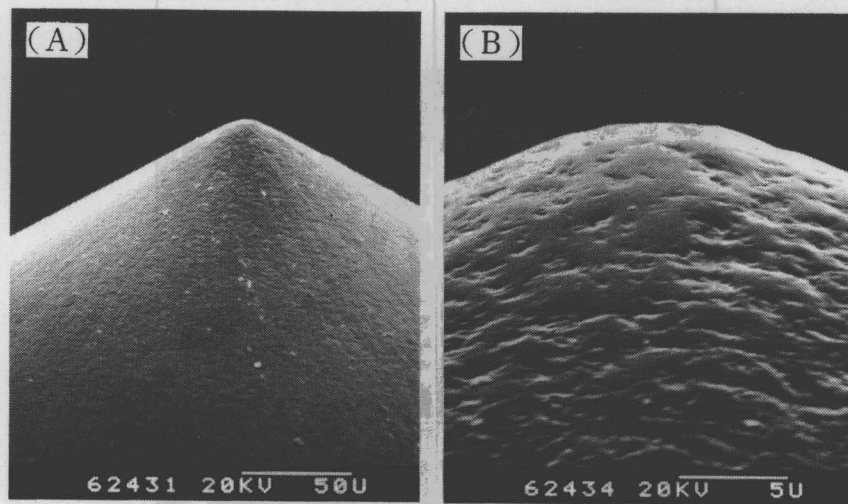


Fig. 4-2 SEM photographs of diamond cutting edge

および稜線による頂角によって特徴付けられる。本章で用いた切れ刃形状は、頂角 $2\theta = 120^\circ$ 、先端丸み半径 $r = 5, 20, 50 \mu\text{m}$ である。

2.3 円弧形切削実験

本章で行ったダイヤモンド砥粒切れ刃による円弧形切削実験の概略を図4-3に示す。実験は、高速で回転するアルミニウム円盤の外周上に固定した円錐状ダイヤモンド切れ刃を用いて、表面を平滑に仕上げた被削材 ($3^w \times 10^l \times 3^t \text{ mm}$) を砥石軸に平行に送り、被削材の表面に切れ刃の干渉開始点から終了点まで切れ刃の干渉深さが順次変化する1個の円弧形切削溝を生成する方式で行った。切削前の被削材表面は、まずメタルボンドダイヤモンド砥石 (#200) を用いて平面研削加工を行った後、平均砥粒径 $3 \mu\text{m}$ 、 $1 \mu\text{m}$ および $0.25 \mu\text{m}$ のダイヤモンド

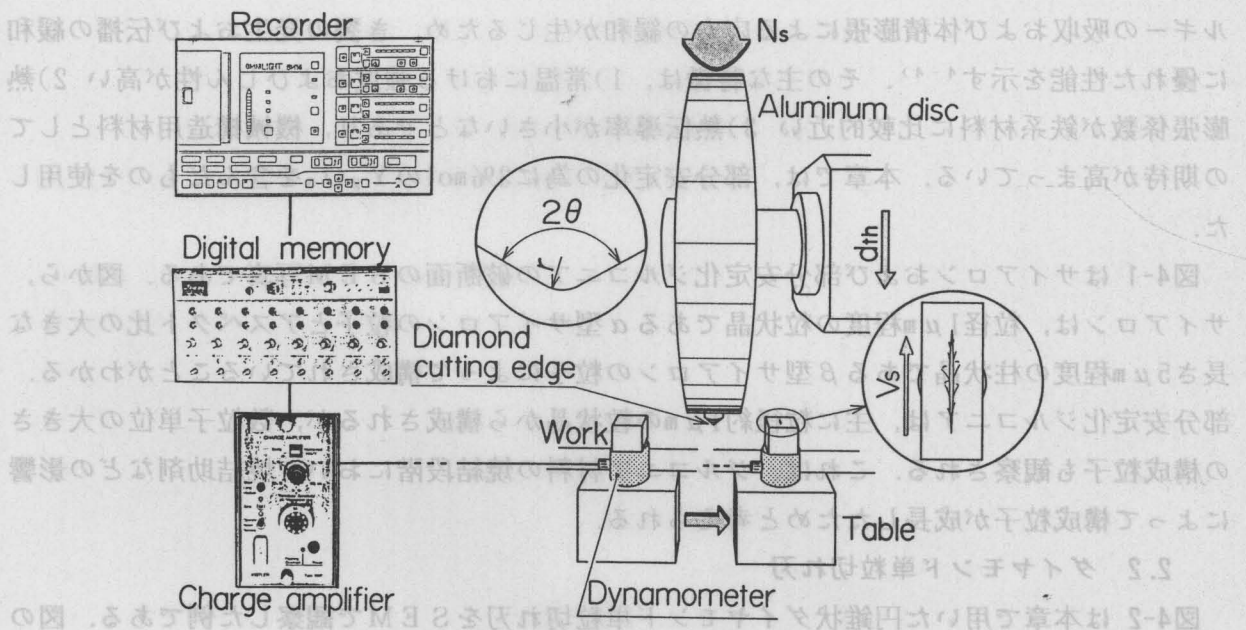


Fig. 4-3 Schematic diagram of experimental apparatus for circular cutting

ンドパウダを用いてラップ加工を施し、表面粗さ $0.1\mu\text{m}R_{\text{max}}$ 程度の平滑な面に仕上げた。切削によって発生する切削抵抗は、圧電型動力計を用いて検出し、チャージアンプで変換された信号をデジタルメモリに記録し、レコーダに出力させることで行った。生成された切削溝の干渉長さは、被削材の表面に極めて薄い金のスパッタ蒸着膜を形成し、切れ刃と被削材の干渉開始点および終了点を決定することで測定した。また、切削溝の形状および表面粗さの測定は触針式表面検査機を用いて行い、切削溝の観察は、走査型電子顕微鏡および光学顕微鏡を用いて行った。本章で行った実験の主な実験条件は下記のとおりである。

切削速度： $V_s=2340\text{m}/\text{min}$

切削方式：乾式切削

また、サイアロンの切削溝表面下のクラックの観察は、ダイヤモンドパウダ（平均砥粒径 3 および $1\mu\text{m}$ ）を用いて、実験後の被削材表面から水平にラップ加工し、クラックの伝播限界まで溝の深さ方向に順次光学顕微鏡を用いて行った。

第3節 円弧形切削溝の生成機構

3.1 切削溝の生成過程

図4-4は、円弧形切削実験によって生成された1個の切削溝の切削方向断面形状を模式的に示したものである。図中の一点鎖線は、切削によって生じる被削材および切れ刃の変位を考慮しない理論干渉曲線を示し、切れ刃の干渉は左から右へ進行する。また、理論干渉長さを L_{th} 、理論最大干渉深さを d_{th} で表す。円弧形切削における切れ刃と工作物との接触初期には、後述のように切れ刃が被削材上を弾性的に上すべりするだけで切削溝の生成されない弾性接触領域が存在する。この部分の長さを弾性上すべり長さ L_e 、またその点(弾性限界点)における理論干渉深さを y_e と定義する。その後切れ刃の干渉深さが徐々に増加すると塑性変形領域となり、表面の滑らかな浅い溝が生成されるようになる。さらに切れ刃の干渉量が増加すると切削領域となり、干渉量の増加にともなって溝表面の粗さは大きくなり、溝側方に盛上がりや欠けが観察されるようになる。干渉開始点から切削領域が始まるまでの長さを塑性上すべり長さ L_p 、その点(塑性限界点)での理論干渉深さを y_p 、切削溝の深さを y_s と定義

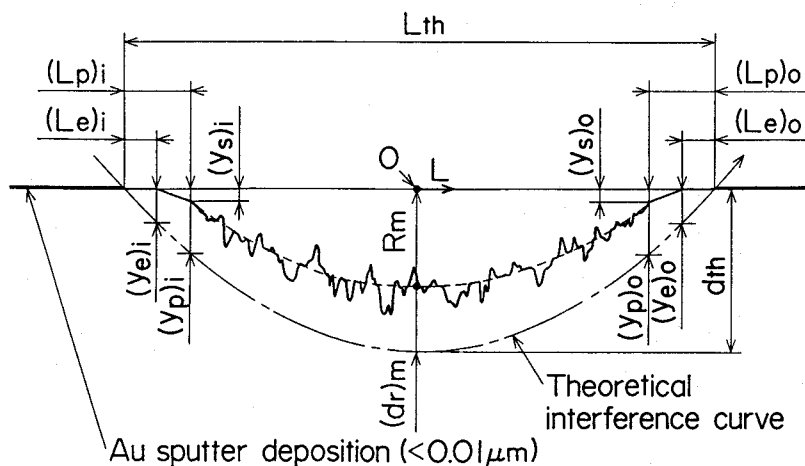


Fig.4-4 Cross sectional profile of generated groove parallel to cutting direction

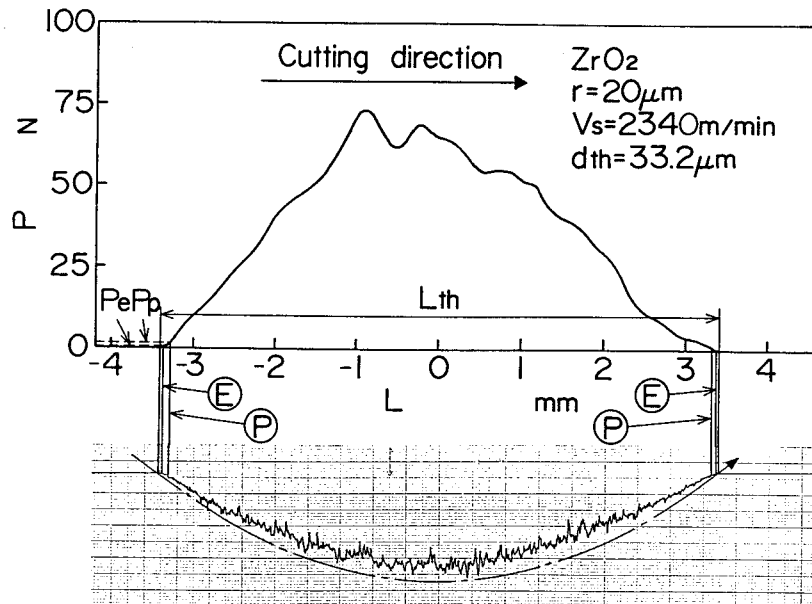


Fig. 4-5 Variation of normal cutting force and cross sectional profile of generated groove in ZrO_2

する。切れ刃の干渉深さは切削の進行にともなって徐々に増加し、溝の中央で最大となる。溝中央において被削材表面から切れ刃の擦過痕の残留する部分までの深さを切削量 R_m 、理論最大干渉深さ d_{th} と切削量 R_m との差を切残し量 $(dr)_m$ と定義する。切れ刃が溝の中央を通過すると切れ刃の干渉深さは徐々に減少し、干渉終了点近傍で干渉開始点側と同様な現象が存在する。つまり、切削領域から塑性変形領域に移行し、さらに弾性接触領域となった後に干渉が終了する。なお、図中の添字 i 、 o はそれぞれ干渉開始側および干渉終了側を示す。

図4-5は、上側に部分安定化ジルコニアの1個の円弧形切削溝を生成する場合の切削背分力の変化過程を、また下側に切削溝の切削方向断面形状の測定例を示す。図中のE点および点Pは、それぞれ弾性限界点および塑性限界点を示し、各々の点における背分力が弾性限界背分力 P_e および塑性限界背分力 P_p である。円弧形切削によって発生する背分力は、切れ刃と被削材との干渉開始直後から増加し始め、弾性限界点まで緩やかに増加した後、その増加割合を若干増加し塑性限界点まで直線的に増加する。切れ刃が塑性限界点を越えると切削背分力は急激に増加し、若干変動しながら切削溝中央において最大値を示した後、干渉量の減少とともに減少している。金属材料を単粒切れ刃を用いて円弧形切削する場合は、干渉長さの中央より後方で背分力が最大値を示す⁴⁻⁵⁾が、本実験の場合は干渉長さの中央で最大値を示し、干渉開始点側と干渉終了点側でほぼ対象になっている。このことは、干渉中の切れ刃近傍において材料の盛り上がりきわめて少ないため、金属材料の場合のような実質的な干渉量の増加が生じないためと考えられる。また溝の中央部付近で背分力が変動するのは、切削溝の断面形状からもわかるように、干渉量が増加するにつれて溝表面にクラックが生成されるようになるためと考えられる。

図4-6は、サイアロンを円弧形切削する場合の背分力の変化過程および生成された溝の切削方向の断面形状を示す。図4-5と同様に、図中の一点鎖線は切れ刃の理論干渉曲線を示し、設定切込み量を d_{th} 、連続的に変化する理論的干渉深さを d で示す。またE点、P点はそれぞれ

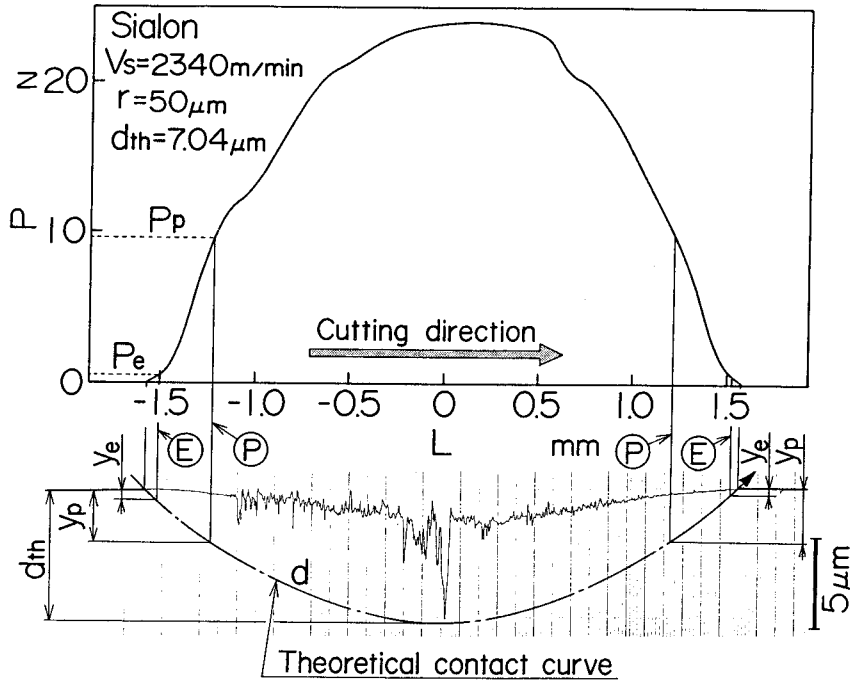


Fig. 4-6 Variation of normal cutting force and cross sectional profile of generated groove in Sialon

れ弾性限界点および塑性限界点であり、各限界点における背分力が弾性限界背分力 P_e 、塑性限界背分力 P_p 、各点の理論干渉深さがそれぞれ弾性限界干渉深さ y_e 、塑性限界干渉深さ y_p である。サイアロンの場合にも、切れ刃の干渉開始から E 点までは切れ刃が工作物上を弾性的に上すべりするだけの弾性接触領域であり、背分力は緩やかに増加するが、材料は除去されない。干渉深さが弾性限界干渉深さ y_e を越えると塑性変形領域となり、表面の比較的滑らかな溝が生成されるが、サイアロンは硬度および強度ともに優れるため、ジルコニアの場合とは異なり、この時点で背分力は急激に増加する。さらに、干渉深さが塑性限界干渉深さに達すると切削が開始され、溝中央部まで背分力は更に増加し、溝表面の粗さが大きくなる。このような干渉状態の変化が干渉終了側においても同様に生じており、切れ刃の干渉深さに応じて弾性変形、塑性変形、切削の異なる 3 形態の干渉が生じる。

3.2 切れ刃の上すべり現象

図4-7 の右側は、部分安定化ジルコニアの円弧形切削において生成された 1 個の円弧形切削溝表面の SEM による観察例である。また左側は、図中の直線位置における断面形状を示したものである。一点鎖線は、切削溝の中央を示す。切れ刃の干渉深さは、(1)、(2)、(3) の順で大きくなっている。(1) は、切れ刃と工作物の干渉開始点近傍で、図中の矢印の位置で干渉を開始するが、被削材の表面に溝が生成されていないことから、切れ刃が被削材表面を弾性的に上すべりする弾性接触領域であることがわかる。(2) は、(1) よりも干渉量が増加した部分であるが、被削材の表面に表面の滑らかなきわめて浅い溝が生成され、切れ刃が干渉する前の被削材表面が切れ刃に押しつぶされながらも残留している。このことから、この部分は塑性変形領域であると考えられる。(3) は、さらに干渉量が増加した部分で、溝表面には溝の下方に伝播したクラック、切れ刃逃げ面との干渉によって生じた切削方向に連続する接触痕および材料が押しつぶされた部分が観察され、その断面形状にも不規則な凹凸が現

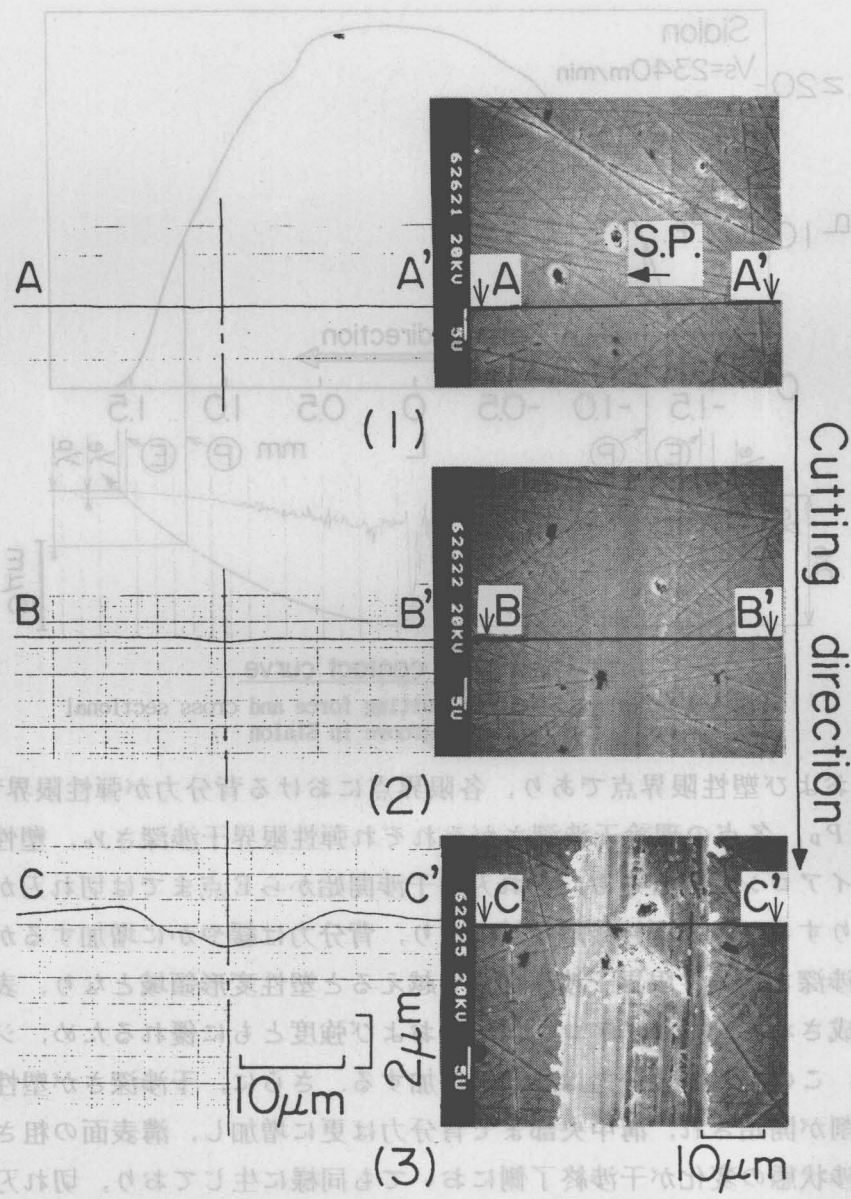
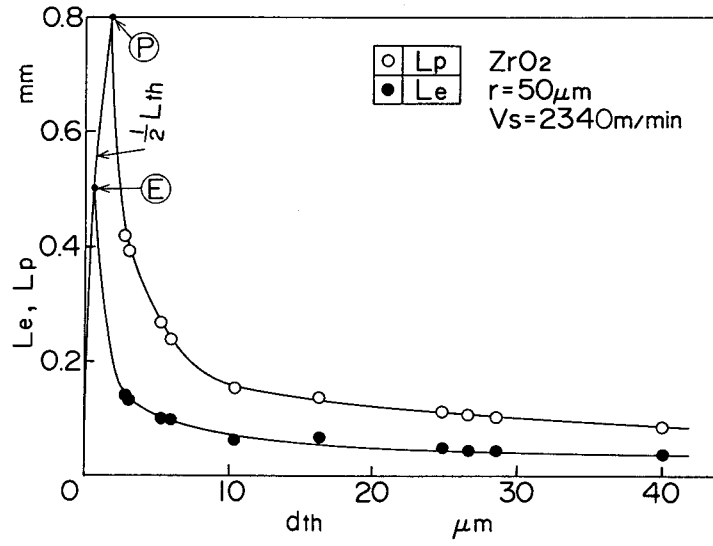


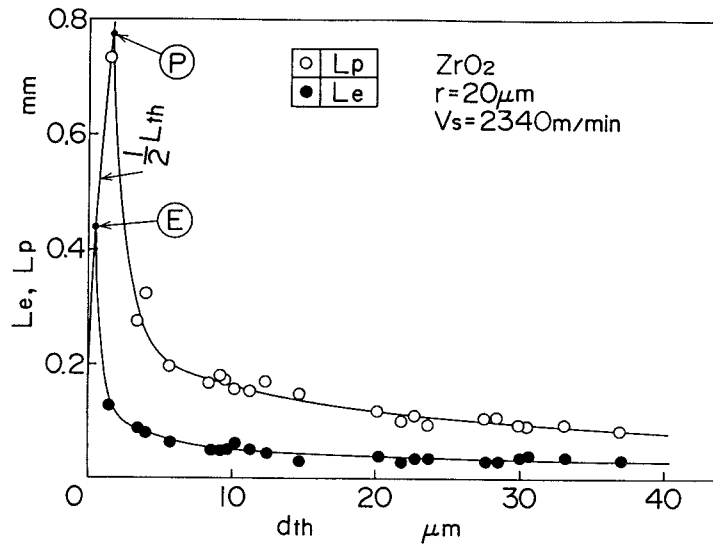
Fig. 4-7 SEM photographs and surface profiles of generated groove of ZrO_2 normal to cutting direction

れている。また切削溝の側方には材料の盛上がりも観察される。したがって、この部分は切削領域であると考えられる。

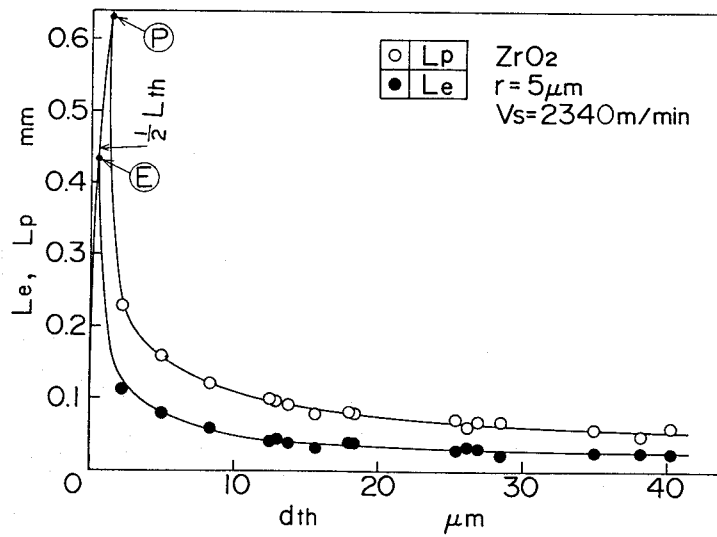
(図4-8 (a)は、先端丸味半径 $r=50\mu m$ の切れ刃を用いて、部分安定化ジルコニアに理論最大干渉深さの異なる溝を生成した場合の弾性上すべり長さ L_e および塑性上すべり長さ L_p の変化を示したものである。(b)および(c)は、それぞれ切れ刃の先端丸み半径が20および $5\mu m$ の場合の変化である。図中のO点からE点までは弾性接触領域で、E点からP点までは塑性変形領域を示す。いずれの先端丸み半径の場合にも、切れ刃の理論最大干渉深さ d_{th} がそれぞれの限界点に達するまでは d_{th} の増加に伴って上すべり長さ L_e 、 L_p は大きくなる。しかし、それぞれの限界点を越えると上すべり長さ L_e 、 L_p はいずれも理論最大干渉深さ d_{th} の増加に従って減少する。また、切れ刃の先端丸味半径が大きくなると、上すべり長さは増加している。すなわち、鋭利な切れ刃による切削の場合は上すべり領域が小さく、切れ刃の干渉開



(a) $r=50\mu m$



(b) $r=20\mu m$



(c) $r=5\mu m$

Fig. 4-8 Relationships between rubbing length or ploughing length and maximum theoretical depth of cut in cutting ZrO_2

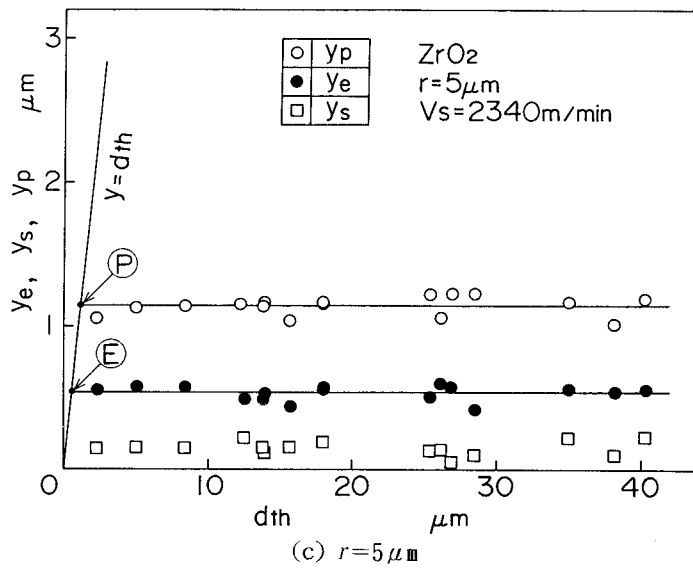
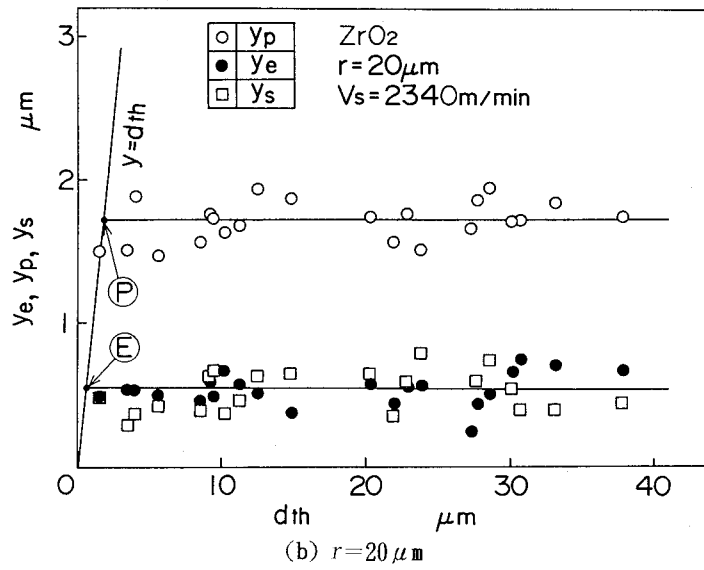
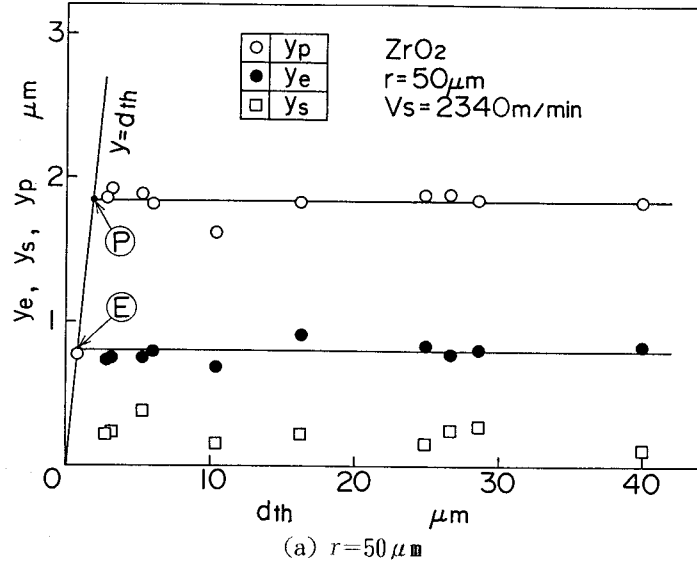


Fig. 4-9 Relationships between elastic critical depths or plastic critical depths and maximum theoretical depth of cut in cutting ZrO_2

始後速やかに切削状態になることを示唆している。

図4-9 は、前図より求められる部分安定化ジルコニアを円弧形切削する場合の弾性限界点における理論干渉深さ y_e 、塑性限界点における理論干渉深さ y_p および塑性限界点における切削溝の深さ y_s の変化を示したものである。図からわかるように、いずれの先端丸み半径の場合にも弾性限界点における理論干渉深さ y_e および塑性限界点における理論干渉深さ y_p は、理論最大干渉深さ d_{th} が弾性および塑性限界点まではそれぞれ d_{th} に等しくなるが、 d_{th} が各限界点より大きくなると d_{th} には関係なく一定となる。また、塑性限界点における切削溝の深さ y_s もほぼ一定値を示す。これは、理論最大干渉深さ d_{th} の変化につれて切込み角が変化しても塑性変形および切削が開始される干渉深さが一定であることを示している。したがって、金属材料の場合と同様に弾性限界切込み深さおよび塑性限界切込み深さが存在する⁴⁻⁶⁾ことがわかる。すなわち、切れ刃が工作物と干渉を開始し、干渉深さが弾性限界切込み深さに達すると材料の塑性変形が始まり、さらに塑性限界切込み深さに達すると切削が開始される。また、先端丸み半径の大きい切れ刃で切削する場合ほどいずれの限界干渉深さも大きくなる。このことは、本章の場合、工作物内に描かれる切れ刃先端の運動軌跡が理論最大干渉深さによって決定されるため、図4-8に示した上すべり長さの変化から十分予測できる。

図4-10 は、部分安定化ジルコニアの円弧形切削において切れ刃の先端丸み半径 r が変化した場合に前述の弾性限界切込み深さ y_e および塑性限界切込み深さ y_p に及ぼされる影響を示したものである。図から、弾性限界切込み深さ y_e については先端丸み半径 r が大きくなるほど若干増加していることがわかる。また、塑性限界切込み深さ y_p については先端丸み半径 r が小さくなるにしたがって減少し、干渉開始後、比較的早期に切れ刃の上すべり状態から切削状態へ移行することがわかる。すなわち、先端の鋭利な切れ刃は材料に食いつき易いため、限界切込み深さ y_e および y_p はいずれも先端丸み半径 r の増加に伴って増加すると考えられる。

図4-11 は、サイアロンを円弧形切削する場合の弾性限界点における理論干渉深さ y_e 、塑性限界点における理論干渉深さ y_p および塑性限界点における切削溝の深さ y_s と理論最大干渉深さ d_{th} との関係を示すものである。サイアロンの場合も部分安定化ジルコニアの場合と同様に、各限界点より d_{th} が大きくなると、 y_e 、 y_p および y_s ともに d_{th} に影響されることなく一定となる。部分安定化ジルコニアを同形状の切れ刃で切削した図4-10(a)の結果と比較すると、サイアロンの場合は y_e が比較的小さく、 y_p がやや大きいことがわかる。

図4-12 は、部分安定化ジルコニアに理論最大干渉深さの異なる溝を生成した場合の弾性限界点および塑性限界点における背分力 P_e 、 P_p を示す。いずれの切れ刃先端丸み半径の場合にも各限界背分力は理論最大干渉深さに影響されずほぼ一定である。このことは、材料特性、切削条件などによって定まる弾性および塑性限界抵抗⁴⁻⁶⁾の存在を示している。

図4-13 は、図4-12においてその存在が確認された弾性限界点および塑性限界点における背分力 P_e 、 P_p に及ぼされる切れ刃先端丸み半径 r の影響を示すものである。図からわかるように、弾性限界背分力 P_e および塑性限界背分力 P_p はいずれも先端丸み半径が大きくなるのに伴って増大する傾向にある。このことは、先端の鋭利な切れ刃ほど材料への食いつきが良好であり、弾性および塑性限界点に達した時点での切れ刃の接触面積が先端丸み半径の増大に従って大きくなるためと考えられる。すなわち、研削加工において砥粒先端部の摩滅した砥

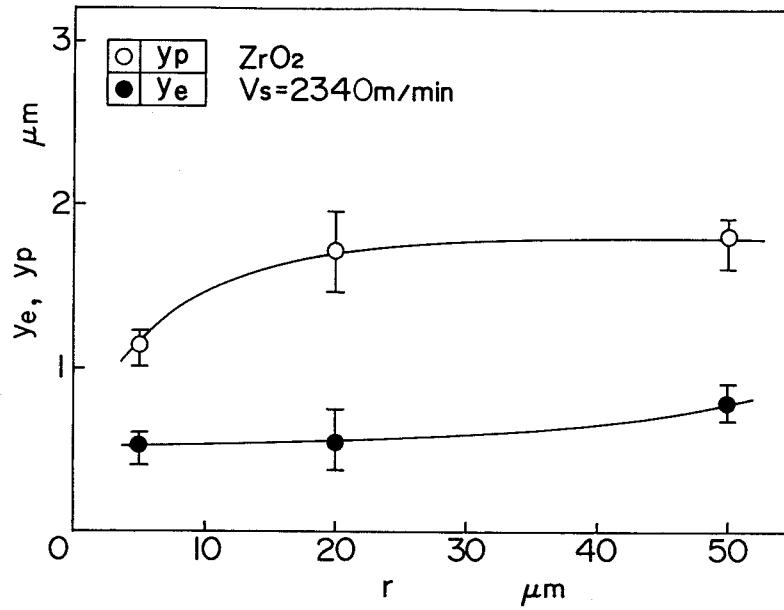


Fig. 4-10 Effect of nose radius of the cutting edge on elastic or plastic critical depth

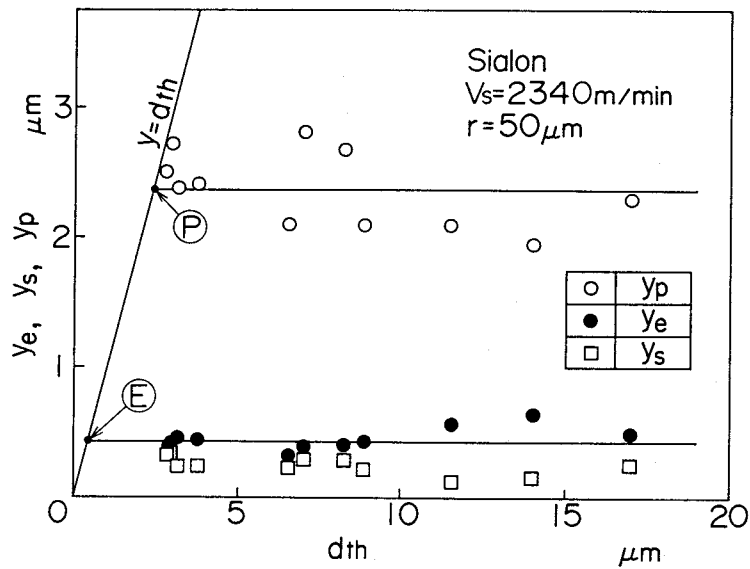


Fig. 4-11 Relationships between elastic critical depths or plastic critical depths and maximum theoretical depth of cut in cutting Sialon

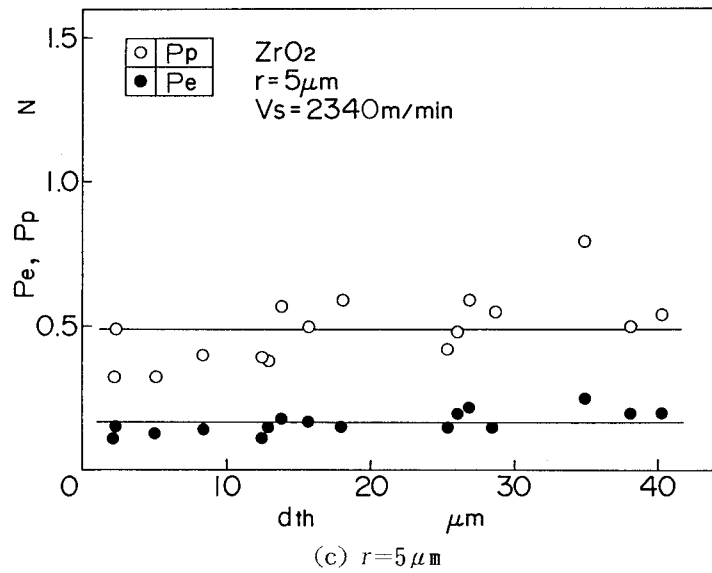
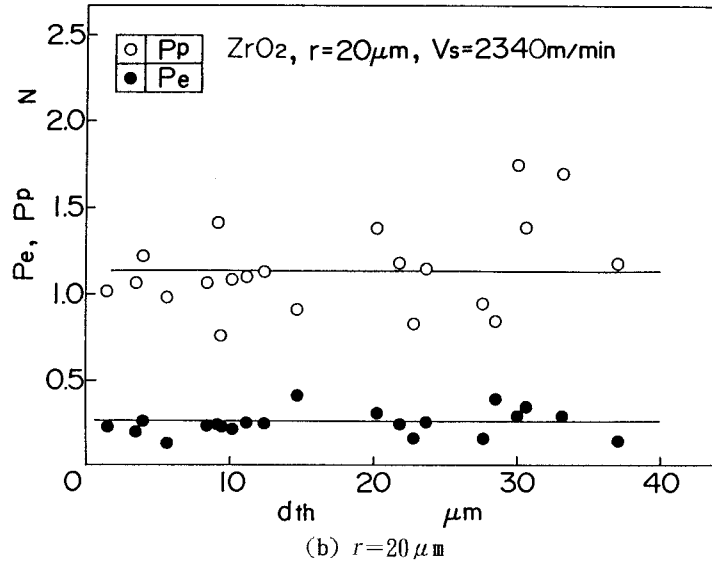
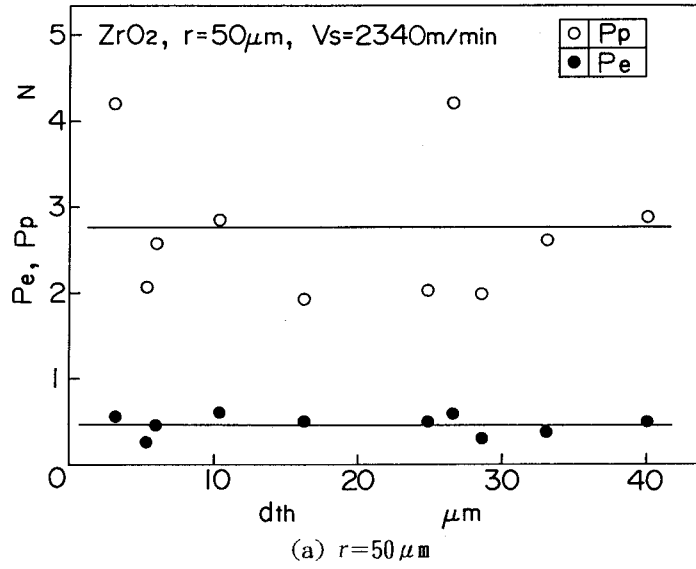


Fig. 4-12 Relationships between normal forces at elastic critical point or plastic critical point and maximum theoretical depth of cut in ZrO₂

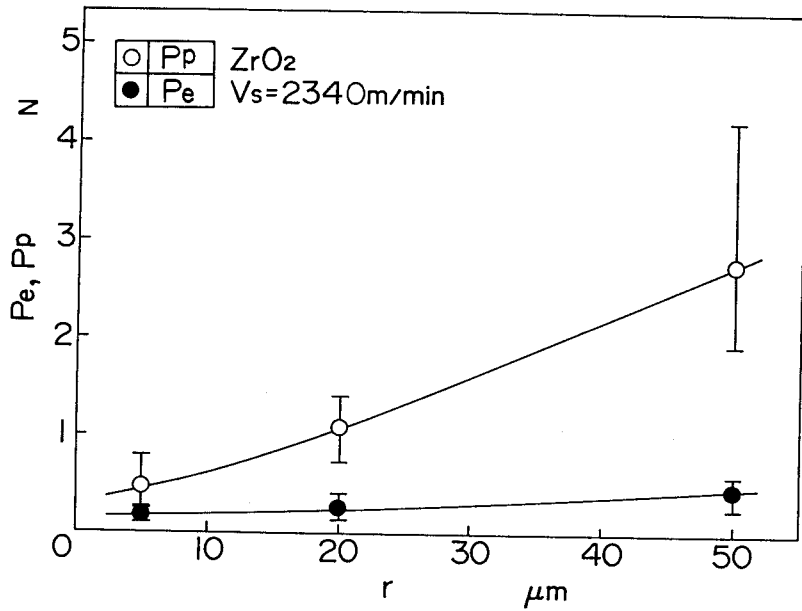


Fig. 4-13 Effect of nose radius of the cutting edge on elastic or plastic critical cutting force

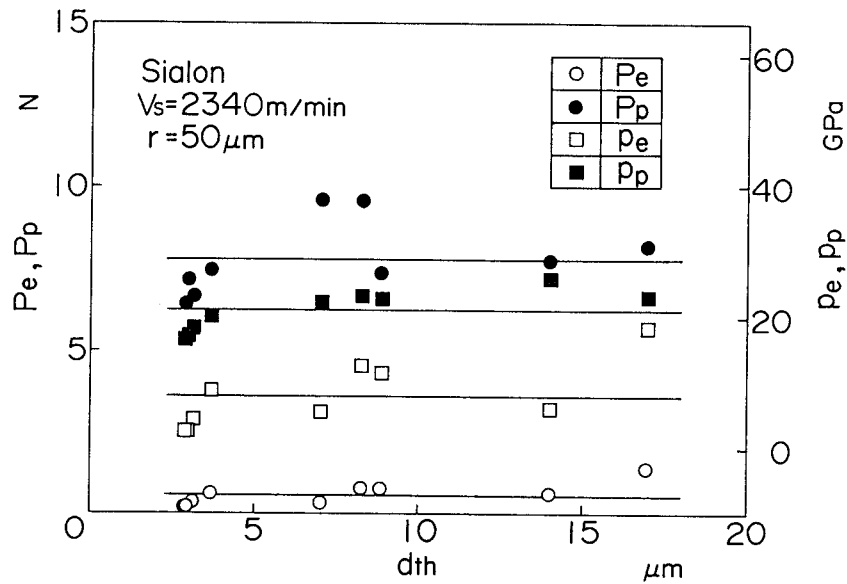


Fig. 4-14 Relations between normal forces or interference pressures at elastic or plastic critical point and setting depth of cut in cutting Sialon

石を用いた場合の研削抵抗の増大がこのことによって裏付けられる。

図4-14は、サイアロンの円弧形切削において理論最大干渉深さ d_{th} の異なる溝を生成する場合の弾性限界背分力 P_e 、塑性限界背分力 P_p 、弾性限界接触圧力 p_e および塑性限界接触圧力 p_p の変化を示したものである。図から明らかのように、ジルコニアの場合と同様に、いずれの限界背分力、接触圧力ともに d_{th} には無関係にほぼ一定となる。このことは材料特性、切削条件などにより決定される限界背分力あるいは接触圧力に達することで、切れ刃の干渉形

態が変化することを示している。同一形状の切れ刃で部分安定化ジルコニアを円弧形切削した図4-12(a)に示す結果と比較すると、サイアロンの場合の塑性限界背分力 P_D が特に大きいことがわかる。これは、高硬度で高温下でも材料強度の低下が少ないサイアロンの材料特性に起因するものと思われる。

3.3 切れ刃の干渉状態

図4-15 は、それぞれ先端丸み半径の異なる切れ刃を用いて部分安定化ジルコニアを円弧形切削する場合の、切れ刃と工作物との干渉形態を示すものである。いずれの図においても、切れ刃は図中の下方から上方に向かって干渉し、一番外側の線はO点より下側が干渉開始点、またO点より上側が干渉終了点を示し、その間の長さが理論干渉長さとなる。中央の線は弾性限界点を示し、その間の長さが生成された切削溝の長さとなる。内側の線は塑性限界点を示し、その間の長さは切削領域の長さを示す。(b)に示すように、①のような理論最大干渉深さ d_{th} がO点からE点の間では、切れ刃は干渉開始から終了まで工作物上を弾性的に上すべし、切削溝全体にわたって弾性接触領域となり、切削溝は生成されない。理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなり②のように d_{th} がE点からP点の間では、切れ刃の干渉開始後に弾性接触領域が存在し、その後材料の塑性変形により溝が生成される塑性変形領域となり、干渉終了前で再び弾性接触領域となり干渉を終了する。さらに③のようにP点よりも理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなると、まず切れ刃の干渉開始点近傍において弾性接触領域となり、続いて塑性変形領域、切削領域へと移行する。切れ刃の干渉終了側においては、逆に切削領域から塑性変形領域へと移行し、干渉が終了する直前に弾性接触領域となり干渉を終了する。以上のような接触形態は金属材料の場合と同様である⁴⁻⁷⁾。しかし、金属材料の場合は干渉終了側の弾性上すべり長さ L_e および塑性上すべり長さ L_p がいずれも干渉開始側より長くなるが、本章の場合ではいずれも干渉開始側と終了側でほぼ同じ長さであり、サイアロンの円弧形切削における干渉形態に類似している⁴⁻⁸⁾。これは、部分安定化ジルコニアの円弧形切削においてはサイアロンの場合と同様に、金属材料の場合のような切れ刃前方の材料の盛上がりがきわめて少ないためと考えられる。

3.4 切削量および切残し量の変化過程

図4-16 は、部分安定化ジルコニアの円弧形切削において1個の溝を生成する場合の切れ刃の干渉深さ d に対する切削量 R および切残し量 dr の変化過程を示したものである。図中の白点は切れ刃の干渉開始点から干渉量の増加する場合を示し、黒点は干渉量が減少する場合を示す。E点およびP点はそれぞれ弾性限界点および塑性限界点を示す。また、直線 $R=d$ は干渉に際して生じる切れ刃および工作物の変位に起因する切残し量を考慮せず、干渉量がすべて切削されると想定した場合の切れ刃先端位置の変化を示す。図からわかるように、切削量 R は、O点からE点までは零であるが、E点からP点まではわずかに増加し、P点を過ぎると急激に増加し、溝の中央までほぼ直線的に増加する。溝中央において切削量 R が最大値をとった後、切り始め側とは逆に干渉量の減少とともにP点までは直線的に減少した後、P点からE点まで緩やかに減少し、E点において零となった後干渉を終了する。このように、部分安定化ジルコニアを円弧形切削する場合は金属材料の場合⁴⁻⁶⁾とは異なり、切り始め側と終わり側とはほぼ対称な切削量が得られる。このことは、図4-5に示した背分力の変化を

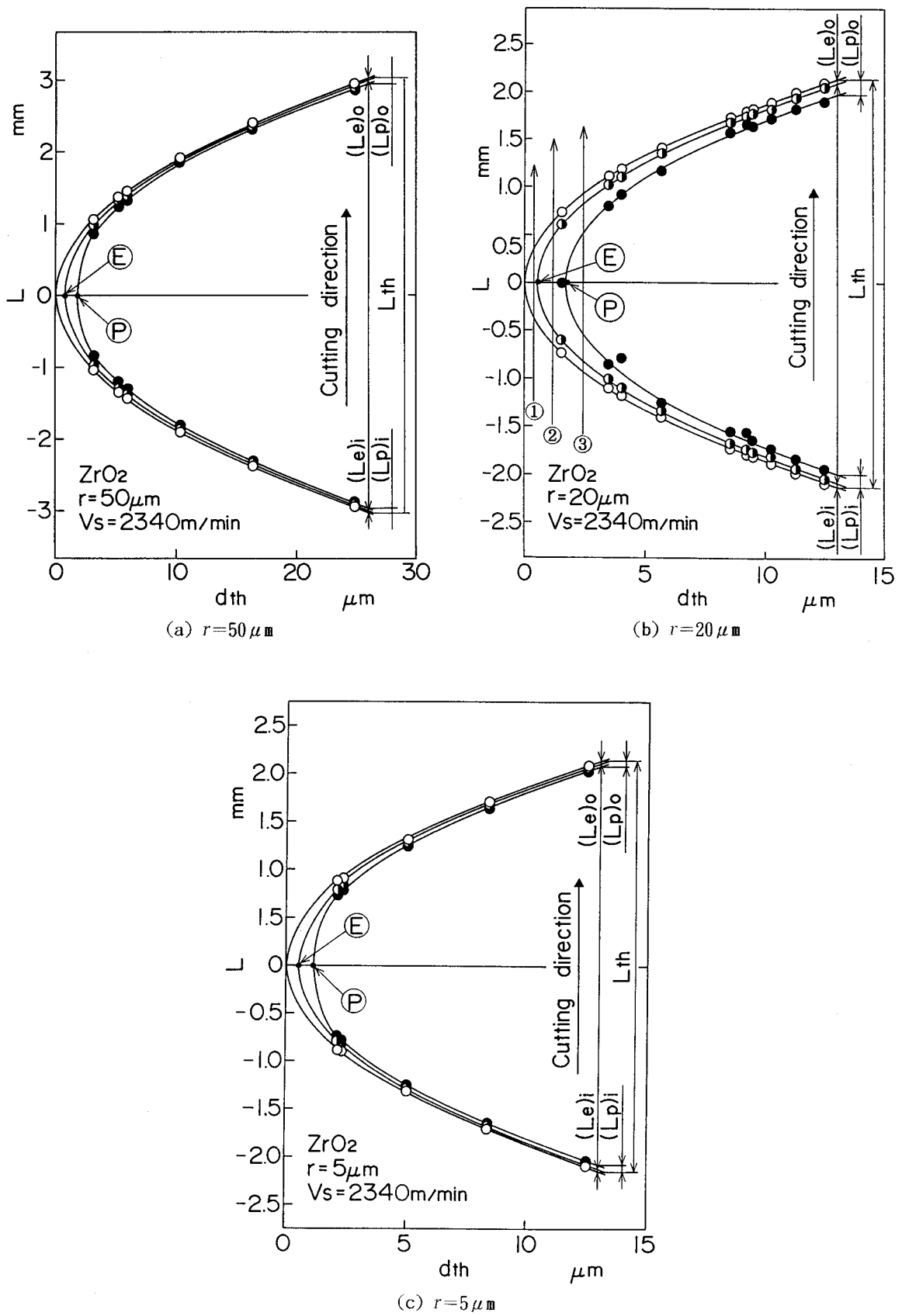


Fig. 4-15 Interference types of cutting edge in circular cutting of ZrO_2

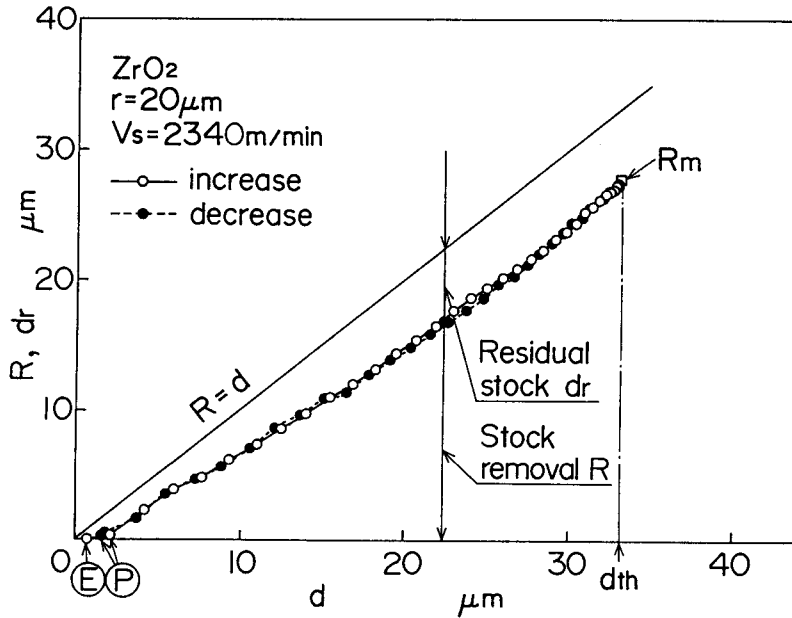


Fig. 4-16 Variations of stock removal and residual stock with theoretical depth of cut in cutting ZrO_2

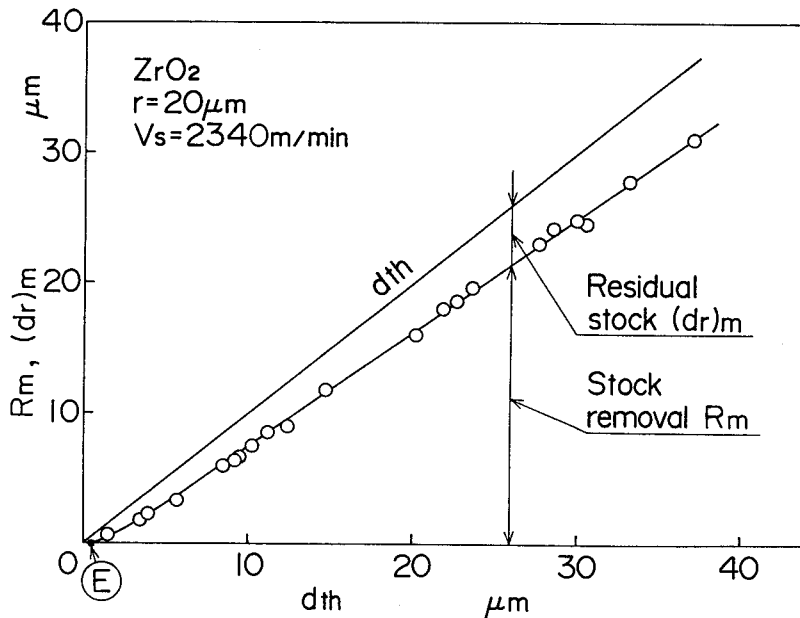


Fig. 4-17 Relationships between stock removal or residual stock at midpoint of generated groove and maximum depth of cut in cutting ZrO_2

考慮すると、切削に伴う材料の塑性変形が少なく、切れ刃前方への材料の堆積がきわめて少ないため、実質的な干渉量の増加による影響が少ないことに起因すると考えられる。

図4-17は、部分安定化ジルコニアに異なる理論最大干渉深さ d_{th} の溝を生成した場合の溝中央における切削量 R_m および切残し量 $(dr)_m$ を示したものである。図中のE点は弾性限界点を示す。溝中央における切削量 R_m は理論最大干渉深さ d_{th} がO点からE点までは零であるが、E点を越えると理論最大干渉深さ d_{th} の増加とともに徐々に増加し、 d_{th} がおおよそ $5\mu m$ 以上ではほぼ直線的に増加している。一方、理論最大干渉深さ d_{th} と切削量 R_m との差である切残し

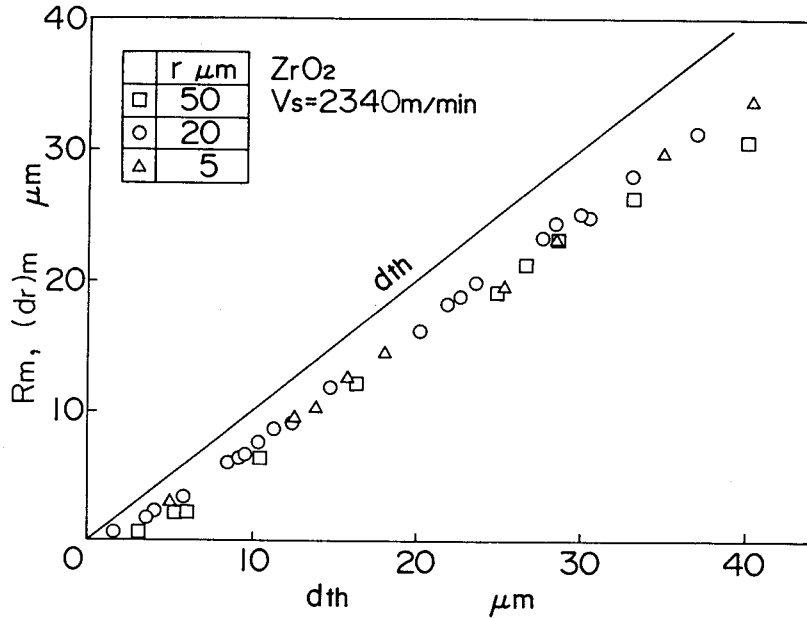


Fig. 4-18 Effect of nose radius of the cutting edge on stock removal or residual stock at midpoint of generated groove in cutting ZrO₂

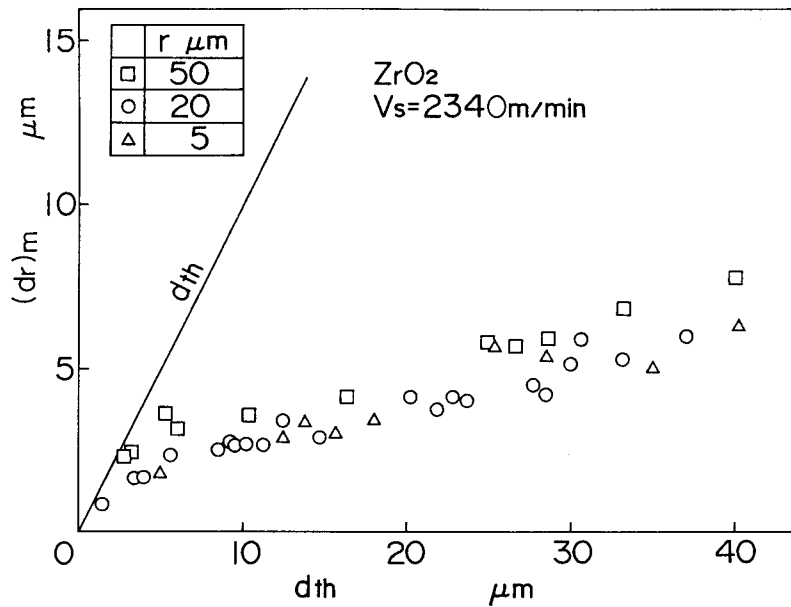


Fig. 4-19 Effect of nose radius of the cutting edge on residual stock at midpoint of generated groove in cutting ZrO₂

量 $(dr)_m$ については、理論最大干渉深さ d_{th} が弾性限界点以下においては切削量が零となり、干渉深さがすべて切残し量となる。干渉深さが弾性限界点以上では、理論最大干渉深さ d_{th} の増加とともに増加するが、その増加割合は徐々に減少している。このように、理論最大干渉深さが小さい場合には、干渉深さに対する切残し量の割合が大きいことがわかる。

図4-18は、最大干渉深さの異なる溝を生成した場合の溝中央における切削量 R_m および切残し量 $(dr)_m$ を、また図4-19はこの場合の切残し量 $(dr)_m$ の変化を各先端丸み半径 r について示したものである。図から、部分安定化ジルコニアの切削量 R_m および切残し量 $(dr)_m$ は、い

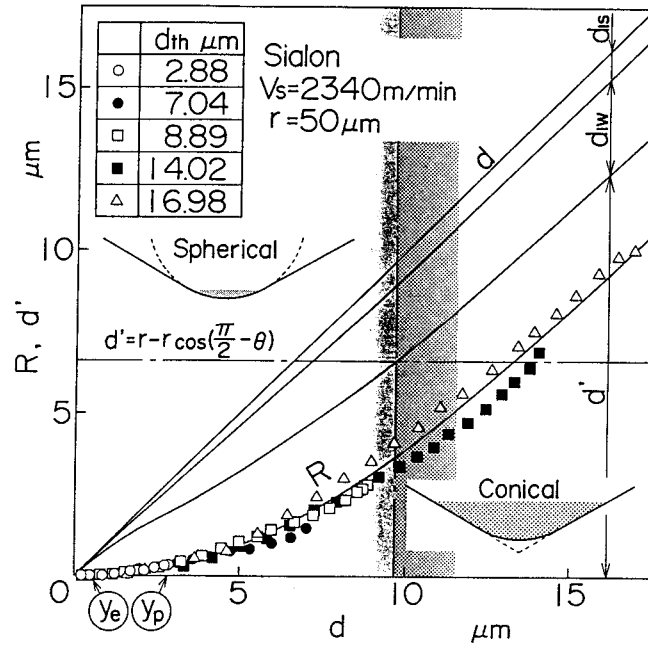


Fig. 4-20 Variations of stock removal and practical depth of cut with interference depth in cutting Sialon

ずれの先端丸味半径 r においても図4-17と同様の傾向を示すが、切れ刃先端丸みの影響は明瞭に現れていない。このように、ジルコニアの研削加工においては個々の砥粒切れ刃が生成する溝の中央における切削量および切残し量については砥粒先端の鋭利さにあまり影響を受けず、ほぼ同程度の切削量が生成されるとしても、上向き研削加工の場合には切れ刃の干渉開始点近傍によって加工面が創成されるので、図4-13に示した結果を考慮すると、研削エネルギーならびに砥粒の損傷などの観点から、砥粒切れ刃が大きく摩滅した研削砥石は好ましくない研削結果をもたらすことが予測される。

図4-20は、サイアロンの円弧形切削における切削量 R および切れ刃の実干渉深さ d' の変化過程を異なる理論最大干渉深さの場合について示したものである。図中の y_e および y_p は、それぞれ弾性および塑性限界干渉深さを示す。砥粒切れ刃と工作物との干渉によって砥石軸および工作物支持部にはそれぞれ d_{1s} および d_{1w} の弾性変位が生じる。よって、切れ刃の実干渉深さは理論的干渉深さ d とそれらの変位量の差である d' で表される。本実験で使用した円錐状切れ刃(頂角 2θ 、先端丸み半径 r)の場合、幾何学的に実干渉深さが次式に示す d' まで増加すると、切れ刃の干渉部分の形状が球形から円錐形へ変化する。

$$d' = r - r \cos\left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \quad (4-1)$$

つまりサイアロンの場合に用いた切れ刃形状は $r=50\mu\text{m}$ であるので、 $d'=6.69\mu\text{m}$ すなわち干渉深さ d が約 $10\mu\text{m}$ で切れ刃の干渉形状が変化する。一方、切削量 R は理論最大干渉深さの影響をほとんど受けず、弾性限界点から徐々に増加し、切れ刃の干渉形状が円錐形となると干渉深さの増大とともにほぼ直線的に増加する。

3.5 切削抵抗および平均接触圧力の変化過程

図4-21は、部分安定化ジルコニアに対して最大干渉深さの異なる円弧形切削溝を生成した

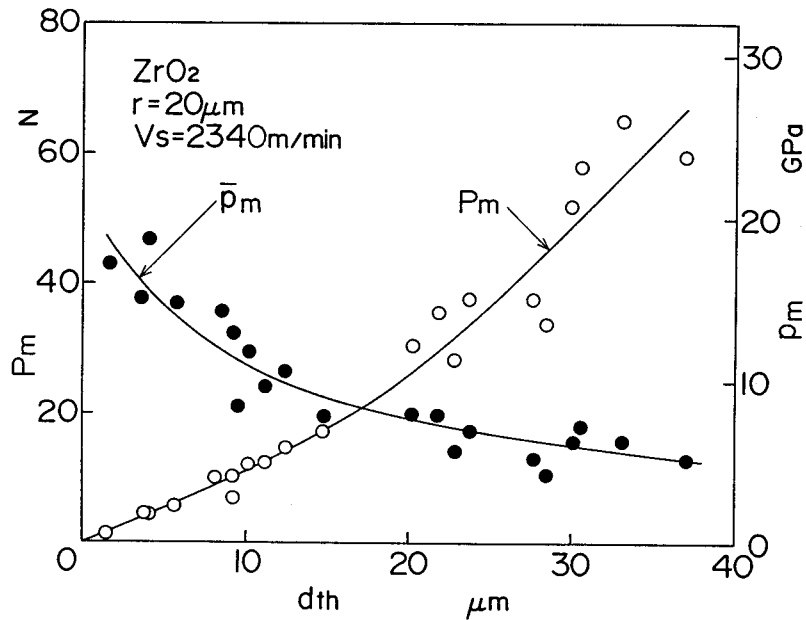


Fig.4-21 Relationships between normal cutting force or interference pressure at midpoint of generated groove and setting depth of cut in cutting ZrO_2

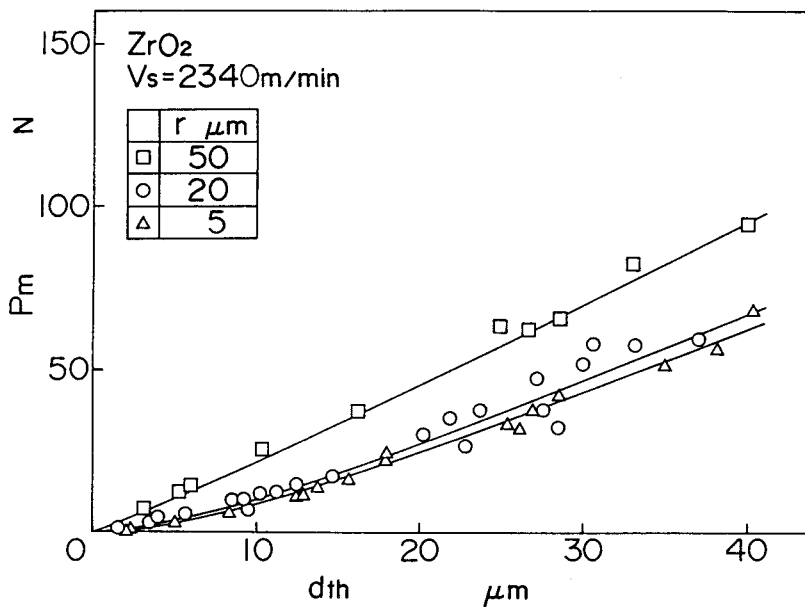


Fig.4-22 Effect of nose radius of the cutting edge on normal cutting force at midpoint of generated groove in cutting ZrO_2

場合の溝中央における切削背分力 P_m および平均接触圧力 p_m で示したものである。なお平均接触面圧とは、切れ刃の接触面積で背分力を除いた値である。図に示すように、理論最大干渉深さ d_{th} の増加にともなって切削背分力 P_m は徐々に増加する。一方、平均接触圧力 p_m は、理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなるに従って徐々に減少する。これは、温度上昇とともに材料強度が急激に低下する部分安定化ジルコニア特有の機械的性質が主要因であると考えられる。すなわち、最大干渉深さが大きくなると切れ刃と工作物との干渉点における温度が上昇

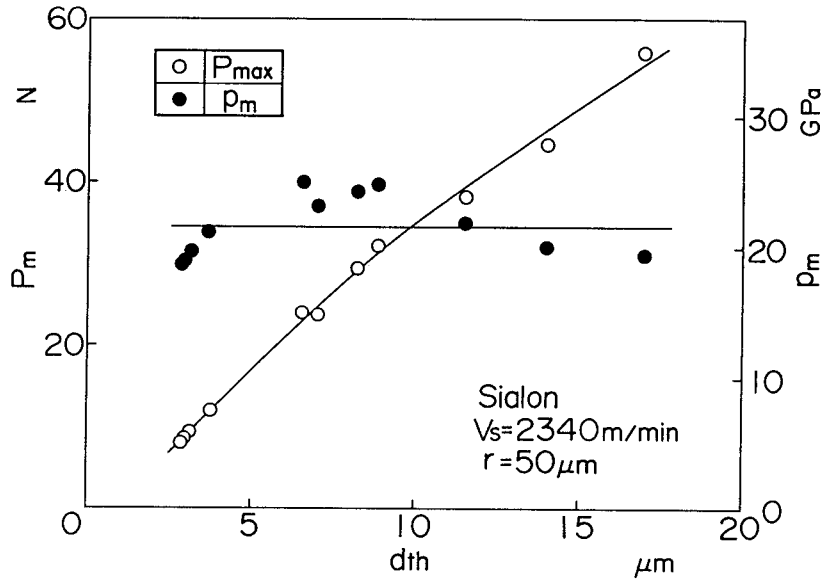


Fig. 4-23 Relationships between normal cutting force or interference pressure at midpoint of generated groove and setting depth of cut in cutting Sialon

する⁴⁻⁹⁾ため、材料が高温となり軟化するためと考えられる。

図4-22は、最大干渉深さの異なる円弧形切削溝を生成した場合の溝中央における切削背分力 P_m を各々の形状の切れ刃について示したものである。図のように、いずれの形状の切れ刃においても、理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなるに従って徐々に増加する。また、切れ刃の先端丸み半径 r が大きくなるほど背分力は大きくなる。このことは、先端丸み半径が大きくなるに従って切れ刃先端部の工作物との接触面積が大きくなることに起因すると考えられる。

図4-23は、サイアロンを異なる最大干渉深さ d_{th} で円弧形切削する場合の溝中央部における切削背分力 P_m および平均接触圧力 p_m の変化を示したものである。切削背分力 P_m は、部分安定化ジルコニアの場合と同様に最大干渉深さが大きくなるとともに増大する。図4-22に示したジルコニアを $r=50\mu\text{m}$ の切れ刃で切削する場合と比較すると、材料強度が大きいサイアロンの背分力が大きいことがわかる。一方、サイアロンを切削する場合の接触圧力は、最大干渉深さには関係なくほぼ一定となる。図4-21に示したように、材料の温度上昇に対して強度が急激に減少するジルコニアの場合は、切込み量の増加によって研削熱が増大し接触圧力は減少するが、サイアロンの場合は高温環境下の強度低下が比較的少ない⁴⁻³⁾ため接触圧力が切込み量にあまり影響されないものと考えられる。

図4-24は、サイアロンを円弧形切削する場合の背分力 P の変化過程を、異なる最大干渉深さの場合について示したものである。図中の y_e および y_p は、それぞれ弾性および塑性限界点における理論干渉深さを示す。図に示すように、背分力はいずれの場合も干渉開始から弾性限界点までは徐々に増加し、塑性変形領域では干渉深さの増加とともに直線的に急激な増加を示す。ところが、干渉深さがおよそ $10\mu\text{m}$ に達し切れ刃の干渉形状が変化すると、背分力の増加割合が若干緩やかになる。なお、図から背分力の変化過程に及ぼされる最大干渉深さの影響はかなり少ないことがわかる。

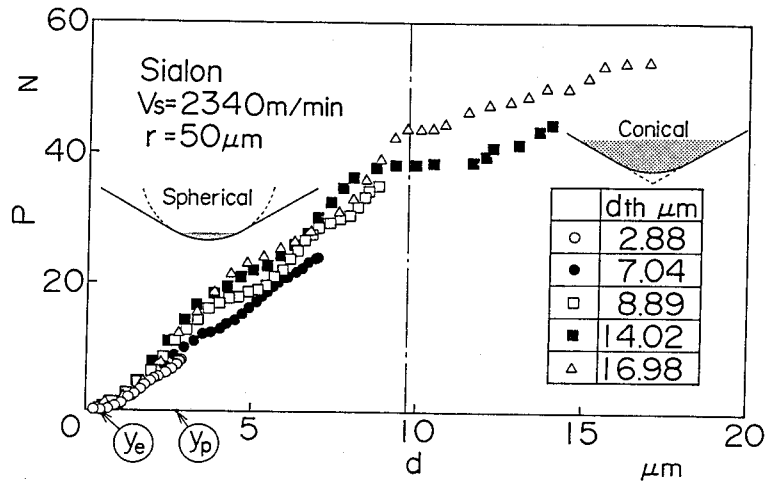


Fig. 4-24 Variation of normal force with interference depth in cutting Sialon

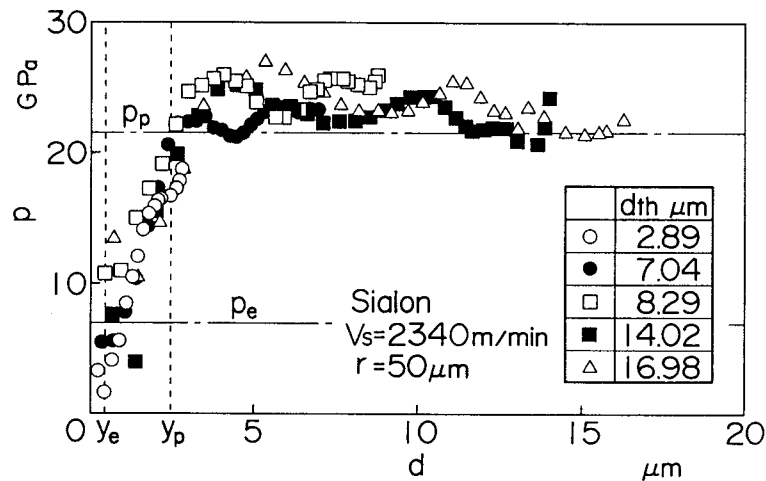


Fig. 4-25 Variation of interference pressure with interference depth in cutting Sialon

図4-25 は、サイアロンの場合の背分力と干渉深さから求めた平均接触圧力 p の変化過程を異なる最大干渉深さ d_{th} の場合について示したものである。図中の一点鎖線で示す p_e 、 p_p は、それぞれ図4-14に示した弾性および塑性限界接触圧力を示す。いずれの d_{th} の場合にも、弾性接触領域($d < y_e$)では接触圧力は小さいが、切削溝が生成されるようになる($d \geq y_e$)と接触圧力は急激に増加し、金属材料の場合と同様な変化過程を示す⁴⁻⁶⁾。さらに切削領域($d \geq y_p$)に達すると、最大干渉深さまでほぼ限界接触圧力 p_p を維持する。このことは、金属材料の場合に切削領域における接触圧力が干渉深さの増加に従い減少する⁴⁻⁶⁾のに対し、サイアロンの場合は材料除去が主に切れ刃前方における材料の脆性破壊により行われることに加えて、高温となる切れ刃との接触点近傍の材料強度があまり低下しないためと考えられる。

3.6 切削溝表面の粗さの変化

図4-26は、部分安定化ジルコニアの切削溝中央部すなわち切削領域におけるSEM写真である。(1)および(2)は溝の真上から観察したものであり、(3)は(2)の部分斜め上方から観察したものである。(1)からわかるように、切削溝表面には切れ刃逃げ面との接触によって

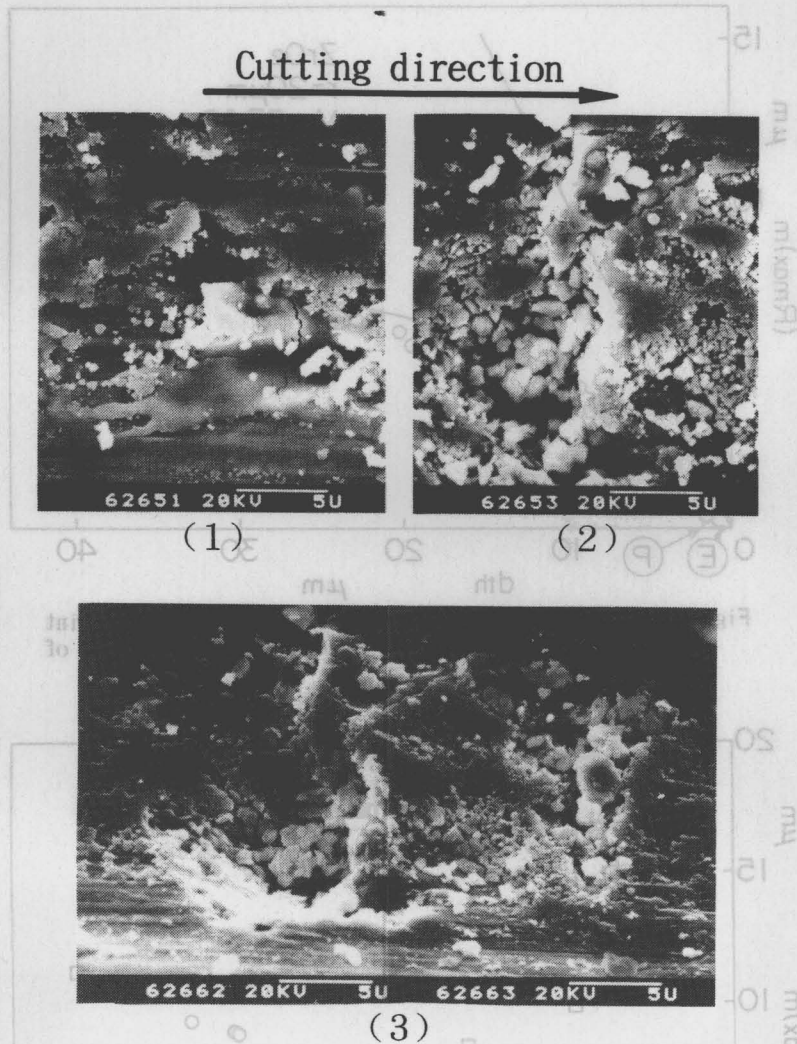


Fig. 4-26 SEM photographs of generated groove at cutting area of ZrO_2

生じた擦過痕が残留し、その上には切れ刃との干渉によって押しつぶされた粒子状の部分および表面の滑らかな部分が存在する。表面の滑らかな部分は、切れ刃との干渉によって発生した熱のために、切れ刃との接触面近傍において高温になって熔融した材料が、切れ刃との接触によって流動あるいは飛散した部分と考えられる。また、(2)および(3)では、材料が数粒子単位で除去されたためと考えられる破断面と、溝表面近傍が上にめくれ上がった部分が観察される。めくれ上がった部分は、切れ刃の圧縮応力によって切れ刃後方に盛上がったものであると考えられる。これらの観察から、切削溝の表面生成機構は以下のように考えられる。すなわち、切れ刃の擦過痕の残留する表面の上方には、主に材料が切れ刃との干渉のために高温となり流動状になった部分と、材料の塑性変形が生じた部分が存在する。また、表面の下方には主にクラックの伝播にともなって脆性破壊が生じた部分が存在する。

図4-27は、部分安定化ジルコニアに深さの異なる切削溝を生成した場合の溝中央部における表面粗さ $(R_{max})_m$ を示したものである。図中のE点およびP点はそれぞれ弾性限界点および塑性限界点を示す。図より、理論最大干渉深さ d_{th} が弾性限界点に達するまでは、切れ刃

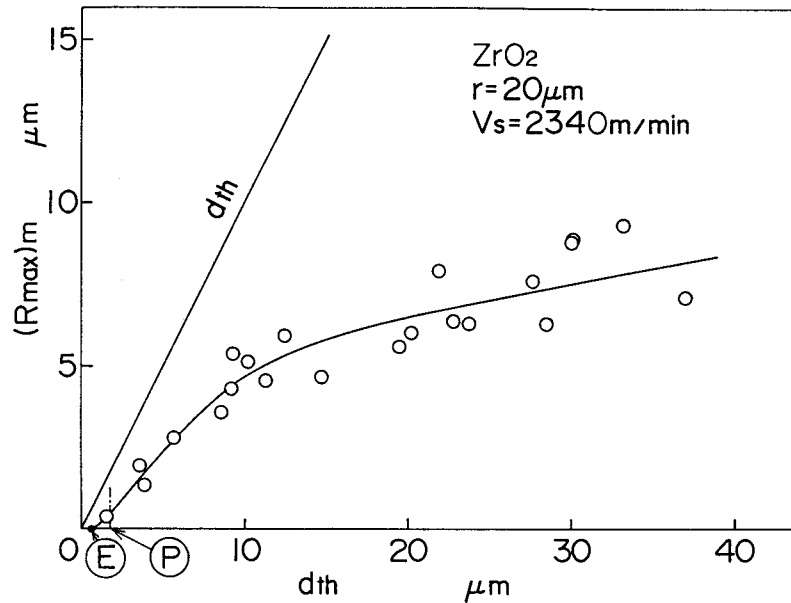


Fig. 4-27 Relationships between surface roughness at midpoint of generated groove and maximum theoretical depth of cut in cutting ZrO₂

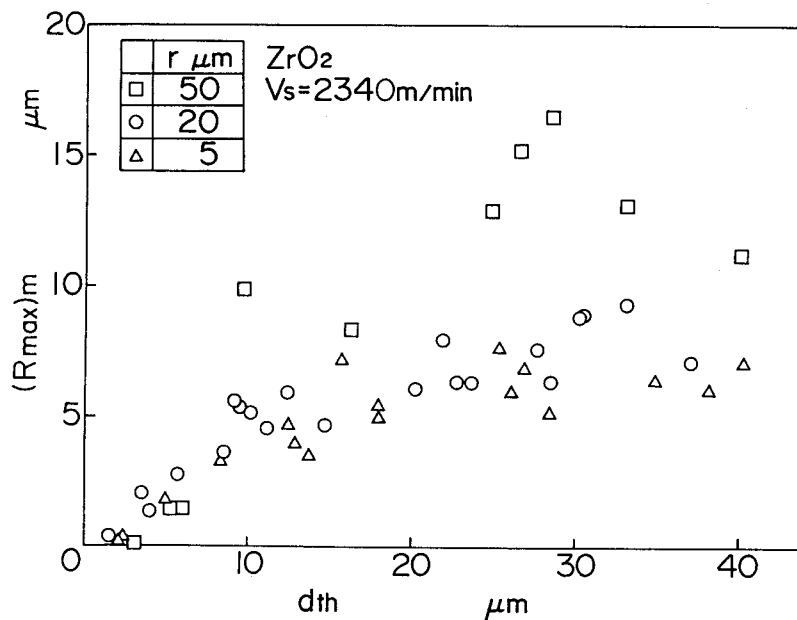
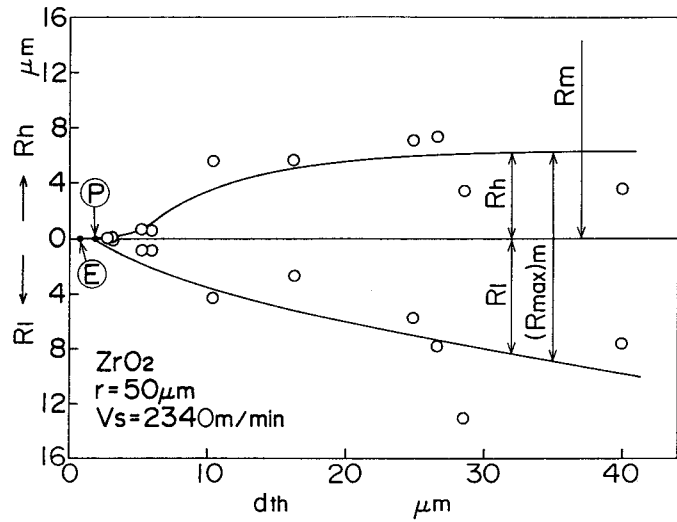


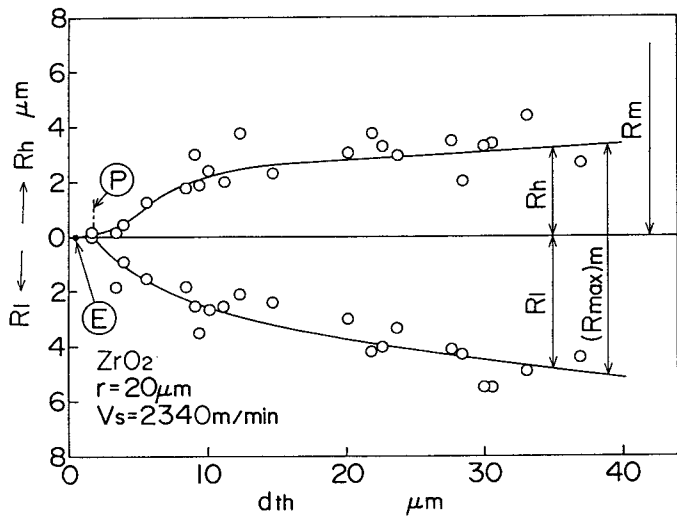
Fig. 4-28 Effect of nose radius of the cutting edge on surface roughness at midpoint of generated groove in cutting ZrO₂

は工作物上と弾性的に接触するだけで、溝が生成されないため粗さも生成されない。また、弾性限界点と塑性限界点の間においては溝が生成されるが、その表面の粗さはきわめて小さい。しかし切削領域になると、理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなるとともに溝中央部での表面粗さ $(R_{max})_m$ は急激に増大するが、 d_{th} がおおよそ 10μ mから緩やかに増加する。

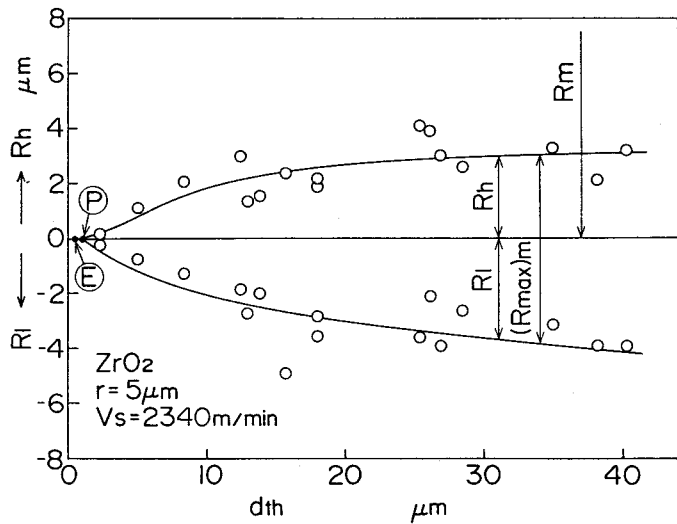
図4-28は、前図と同様の部分安定化ジルコニアの溝中央部における表面粗さ $(R_{max})_m$ を各切れ刃先端丸み半径について示したものである。図から、いずれの先端丸み半径においても理論最大干渉深さ d_{th} の増加に対して、前図と同様な変化形態を示すことがわかる。しかし、



(a) $r = 50 \mu m$



(b) $r = 20 \mu m$



(c) $r = 5 \mu m$

Fig. 4-29 Relationships between upper or lower part of surface roughness at midpoint of generated groove and maximum theoretical depth of cut in cutting ZrO_2

先端丸み半径 r が大きくなるほど溝中央部における表面粗さが増加している。このことは、先端の鈍い切れ刃ほど、干渉によって生じる溝表面上における材料の塑性変形および下方に伝播するクラックなどの規模が大きくなるためと考えられる。

次に、溝表面の粗さとこれらの要因との関係を明らかにするため、図4-29では先端丸み半径の異なる切れ刃を用いて生成された切削溝の中央部における表面粗さ $(R_{\max})_m$ を擦過痕の残留する溝表面を基準として表す。すなわち、表面粗さを主に材料の塑性変形による盛上がりなどに起因する上部粗さ R_h と、脆性破壊などの溝表面の損傷に起因する下部粗さ R_l とに分解して示す。図中に示すE点、P点はそれぞれ、弾性限界点および塑性限界点である。図4-26で明らかにしたように、上部粗さ R_h は、材料の塑性変形による盛上がり部分および溶融した材料の飛散した部分などで構成され、図に示すようにいずれの先端丸み半径の場合も理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなるに従って緩やかに増加する。また、下部粗さ R_l についても理論最大干渉深さ d_{th} が大きくなるのに伴って、徐々に増加している。それは、後述のように理論最大干渉深さが増加するほど切れ刃との干渉に際して発生する切削抵抗が増加し、脆性破壊などの溝表面の損傷の規模が大きくなるためと考えられる。切れ刃の先端丸みの影響に着目すると、使用する切れ刃の先端丸み半径が大きいほど上部粗さ R_h および下部粗さ R_l ともに増大する傾向にあり、特に(a)に示す $r=50\mu\text{m}$ の場合は(b)および(c)の $r=20, 5\mu\text{m}$ の場合に比べて粗さの増大が顕著であることがわかる。このことは、部分安定化ジルコニアの研削において、先端の鋭利な切れ刃で加工単位を小さくすることで良好な仕上面性状を得ることができることを示唆している。

第4節 円弧形切削による溝表面下の変質機構

4.1 切削溝表面下のクラック生成形態

図4-30は、最大干渉深さを $6.55\mu\text{m}$ に設定し、サイアロンを円弧形切削することによって生成残留するクラックを工作物表面から材料内部にわたって順次観察した結果である。工作物表面から各観察面までの深さを d_L で表す。図からわかるように、干渉深さが比較的浅い部分は溝表面が比較的滑らかであるが、深くなるに従って切削溝の表面および周辺材料に生じるき裂、欠損などの損傷が激しくなる。切削溝表面からわずか下方では多数の微細なクラックが生じており、干渉深さが比較的浅い部分にまでわたって残留する。したがって、砥粒切れ刃逃げ面との接触によって滑らかな表面が生成されていても、その直下には切れ刃との干渉によるクラックが残留する可能性があることが推測される。また、溝側方に伝播するラテラルクラックも観察される。さらに切削溝表面から深い部分には、溝深さ方向に伝播する比較的規模の大きなメディアンクラックが断続的に生成され、切れ刃の干渉深さが最も深い溝中央部で材料内最深部に達する。これらのメディアンクラックは、先に伝播するクラックの一点を源とし、伝播開始直後は切削方向に伝播するが、徐々に溝側方へ伝播の方向が変化し、切れ刃の干渉の影響が減少すると伝播を停止する。また、溝深さ方向について1つのクラックの伝播方向の変化に目を向けると、クラックが材料内部に伝播するほど溝の幅方向へ広がることわかる。また図4-31は、最大干渉深さが $3.25\mu\text{m}$ の場合である。溝表面は全体的に滑らかであり、溝の周辺にもチッピングは生じていない。ところが、溝表面下の材料には微

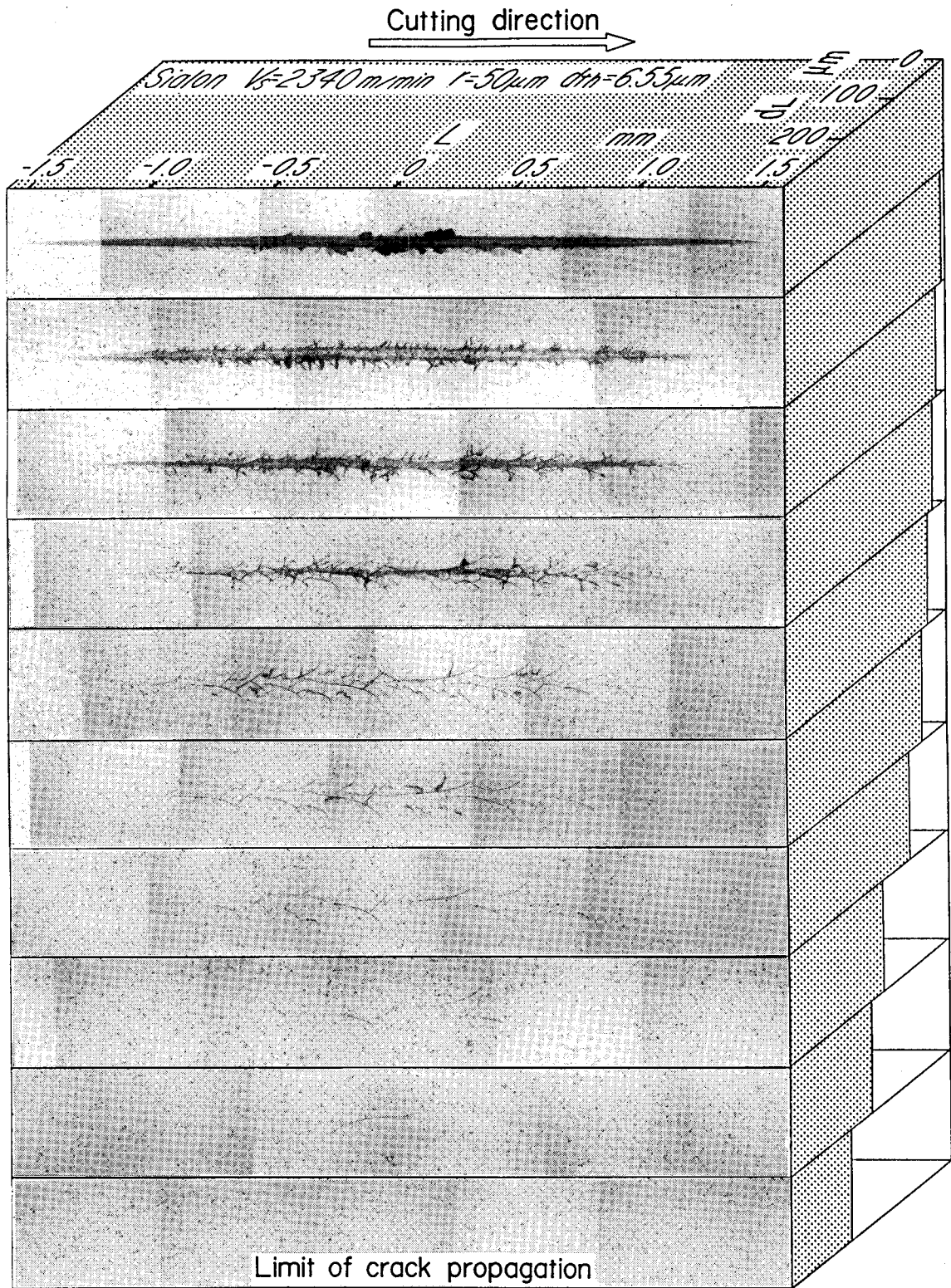


Fig. 4-30 Cracks generated beneath a generated groove of Sialon ($d_{th} = 6.55 \mu\text{m}$)

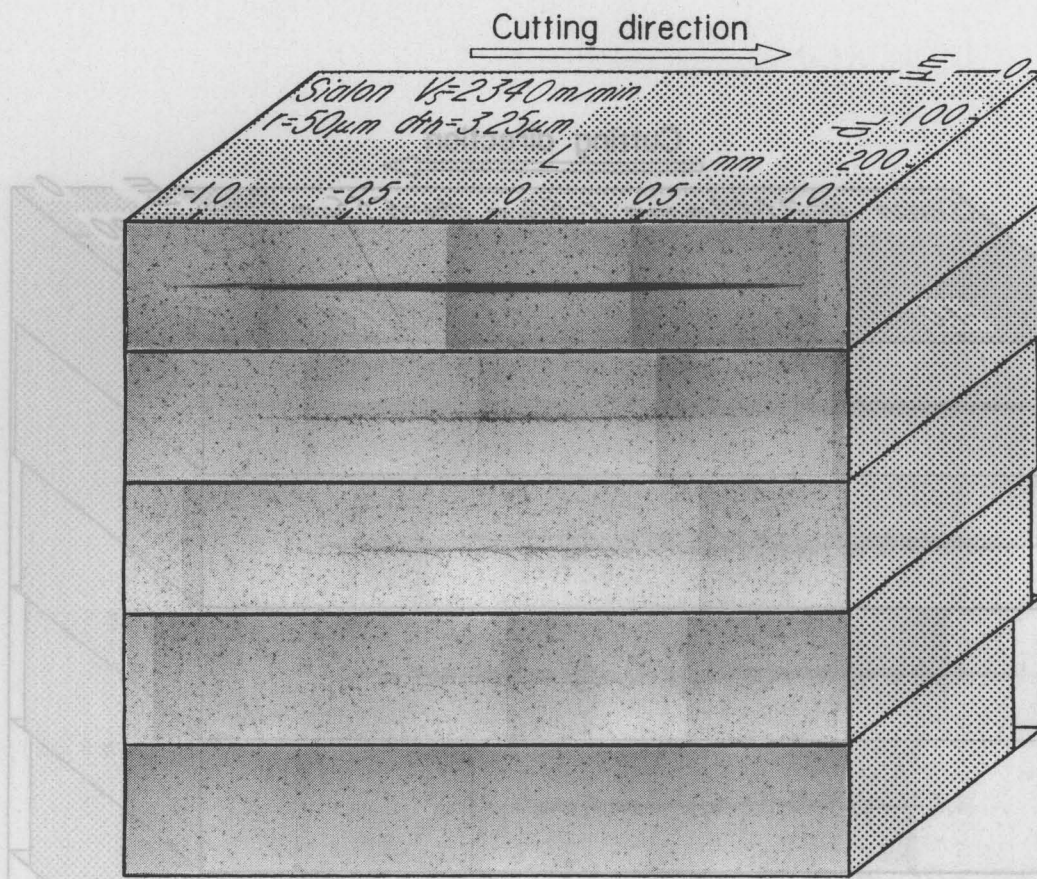


Fig. 4-31 Cracks generated beneath a generated groove of Sialon ($d_{th} = 3.25 \mu\text{m}$)

細なクラックが生成されており、さらにその内部には若干ではあるが小さなメディアンクラックが生成残留している。

図4-32は、サイアロンの単粒研削によって材料内部に生成されたクラックを、切削方向に垂直な断面においてSEMで観察した例である。この図にみられるように、1個の切れ刃との干渉によって生成されるクラックは、切削溝表面からほぼ放射状に進展し⁴⁻¹⁰⁾、溝から下方へ進展するメディアンクラック、被削材表面にほぼ平行に進展するラテラルクラックとして材料中に残留している⁴⁻¹¹⁾。それぞれのクラックは、概ね進展するに従って切削溝中央の直下方向から離れるようにカーブする様子がわかる。すなわち、ラテラルクラックの先端は被削材表面に向かい、さらに進展すれば加工表面のチッピングを誘発するものと思われる。またメディアンクラックの場合は、進展するに従い切削溝側方

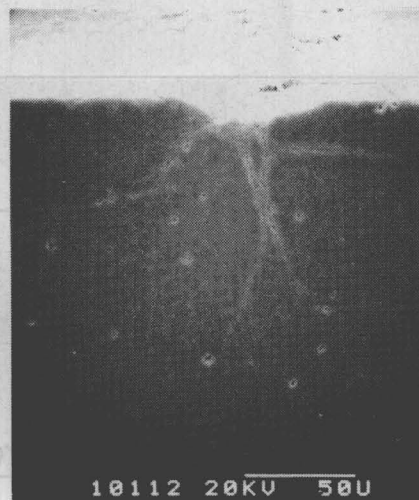


Fig. 4-32 SEM photograph of remained cracks under cutting groove of Sialon

へとその進展方向が徐々に変化する。これは本章で用いたダイヤモンド切れ刃の形状を考慮すると、切れ刃との接触部近傍の材料には微視的に接触弧の法線方向に抵抗が作用するためと考えられる。

4.2 切削溝表面下のクラック生成過程

次に、前項のような観察結果から、サイアロンの過渡的切削過程におけるクラック深さの変化過程を解析する。そのため、切れ刃と工作物との任意の干渉位置におけるクラックの到達深さを 図4-33 に示す方法で求める。すなわち、ラップ加工により工作物表面から d_L 材料除去された面においてA点で示すクラック伝播の限界を求め、破線で囲む断面の位置を割り出すことでそれぞれの切れ刃の干渉位置における干渉深さ d およびクラック深さ $d_c(=d_L)$ を求める。

図4-34に最大干渉深さ d_{th} を変化させてサイアロンを円弧形切削する場合のクラック伝播

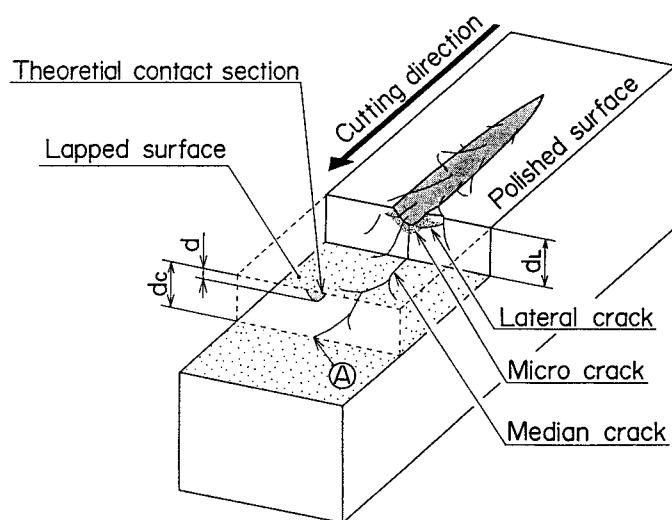


Fig. 4-33 Schematic view of crack formation under a generated groove of Sialon

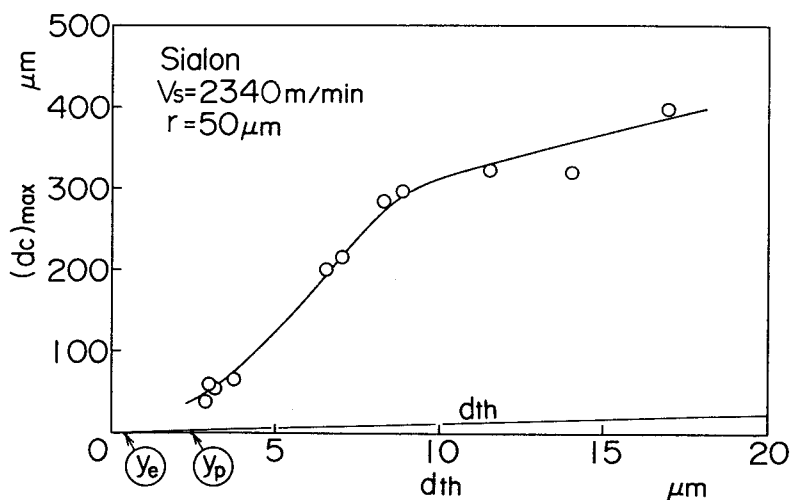


Fig. 4-34 Relationship between maximum crack depth and setting depth of cut in cutting Sialon

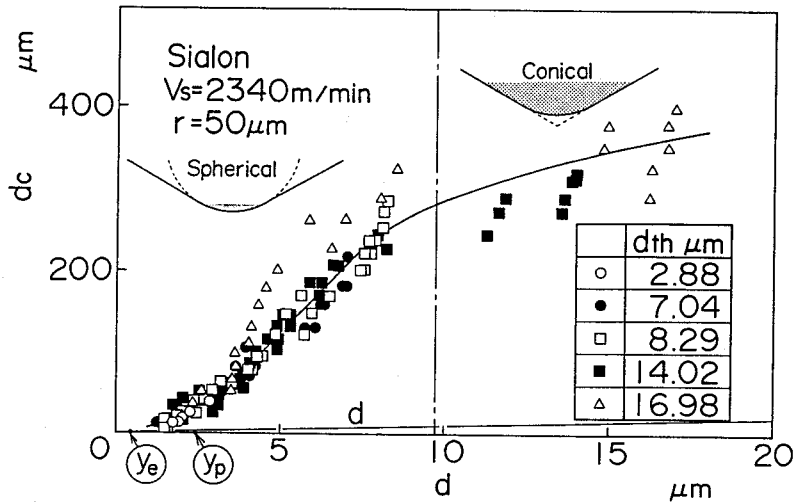


Fig. 4-35 Variation of crack depth with interference depth in cutting Sialon

限界(d_c) $_{max}$ の変化を示す。図に示すように、切れ刃との干渉によって生成されるクラックは、設定切込み量が多い場合ほど材料内部に深く伝播し、設定切込み量の20~30倍に達する。また、設定切込み量がかなり深くなると、クラック深さの増加割合が緩やかになる。

図4-35 に異なる最大干渉深さ d_{th} でサイアロンを円弧形切削する場合のクラック深さ d_c の変化過程を示す。いずれの d_{th} の場合にも、塑性変形領域では生成されるクラックが主に微細なクラックで占められ、干渉深さの増加に伴いクラックが徐々に深くなるが、 y_p を越えた切削領域ではその増加割合が若干大きくなる。しかし、一点鎖線よりさらに切れ刃の干渉深さが深くなると切れ刃の干渉形状が変化し、クラック深さの増加が緩やかになる。また、クラック深さ d_c の変化過程に及ぼされる d_{th} の影響はほとんど認められず、 d_c は d に支配されていることがわかる。

4.3 切れ刃の押込みによるクラック生成機構の理論解析

従来から、材料内に生成残留するクラックについて破壊力学に基づいた多くの解析が試みられている。ここでは、J. Boussinesq によって導かれた垂直な集中荷重による弾性応力場の理論をもとに、B. R. Lawn, M. V. Swain によって行われた圧子の静的押込みによる脆性材料内へのクラックの伝播深さの解析⁴⁻¹²⁾をサイアロンの過渡的切削に適用することで、サイアロンの研削加工によって仕上面下に生成されるクラック層の規模を予測するための基礎を把握する。

Boussinesq は、図4-36 に示すように集中荷重 P が作用する点を原点として円筒座標を想定し、荷重 P によって材料内部の微小部分に作用する6つの応力を次式で表した⁴⁻¹³⁾。

$$\sigma_{rr} = \frac{P}{\pi R^2} \left\{ \left(\frac{1-2\nu}{4} \right) \sec^2 \frac{\phi}{2} - \frac{3}{2} \cos \phi \sin^2 \phi \right\} \quad (4-2)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{P}{\pi R^2} \left\{ \left(\frac{1-2\nu}{2} \right) \left(\cos \phi - \frac{1}{2} \sec^2 \frac{\phi}{2} \right) \right\} \quad (4-3)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{P}{\pi R^2} \left\{ -\frac{3}{2} \cos^3 \phi \right\} \quad (4-4)$$

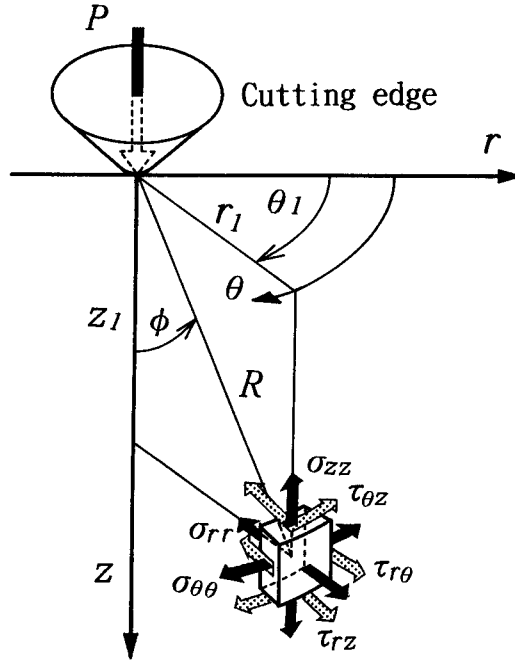


Fig. 4-36 Coordinate system for axially symmetric point loading P and expressions for the stress components

$$\tau_{rz} = \frac{P}{\pi R^2} \left\{ -\frac{3}{2} \cos^2 \phi \sin \phi \right\} \quad (4-5)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{\theta z} = 0 \quad (4-6)$$

これら6つの応力による主応力は次式で与えられる.

$$\sigma_{11} = \sigma_{rr} \sin^2 \alpha + \sigma_{zz} \cos^2 \alpha - 2\tau_{rz} \sin \alpha \cos \alpha \quad (4-7)$$

$$\sigma_{22} = \sigma_{\theta\theta} \quad (4-8)$$

$$\sigma_{33} = \sigma_{rr} \cos^2 \alpha + \sigma_{zz} \sin^2 \alpha + 2\tau_{rz} \sin \alpha \cos \alpha \quad (4-9)$$

$$\tan 2\alpha = \frac{2\tau_{rz}}{\sigma_{zz} - \sigma_{rr}} \quad (4-10)$$

これら3つの主応力は、荷重の作用点からそれぞれ 図4-37 に示す方向に作用する。圧子の押し込みによってモード I (開口形) でクラックが生成される⁴⁻¹⁴⁾ことを想定すると、図4-30, 図4-31および図4-32に示した単粒研削に伴うクラックの生成形態から σ_{22} が大きく関与していることがわかる。

したがって、LawnとSwainは σ_{22} に着目し、図4-38 に示すような脆性材料へ圧子を静的に押し込むことによって生成されるクラックの深さ dc を理論的に次式で示す押し込み力 P の関数として導いた⁴⁻¹²⁾。

$$dc = \frac{(1-\nu^2)(1-2\nu)^2 \alpha \cdot p}{4\pi^2 \cdot \beta \cdot \Gamma \cdot E} P \quad (4-11)$$

$$\Gamma = \frac{(1-\nu^2) K^2}{2E} \quad (4-12)$$

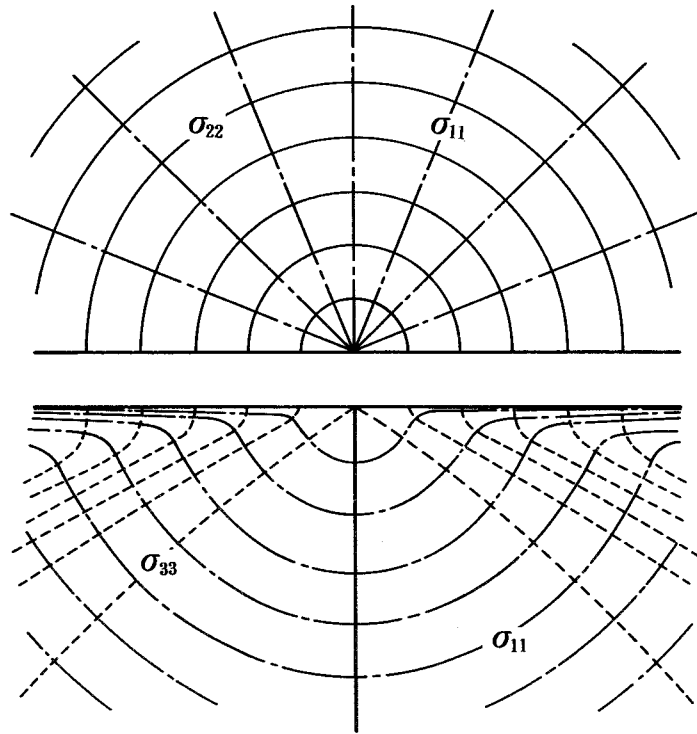


Fig. 4-37 Half-surface view (top) and side view (bottom) of stress trajectories in Boussinesq field

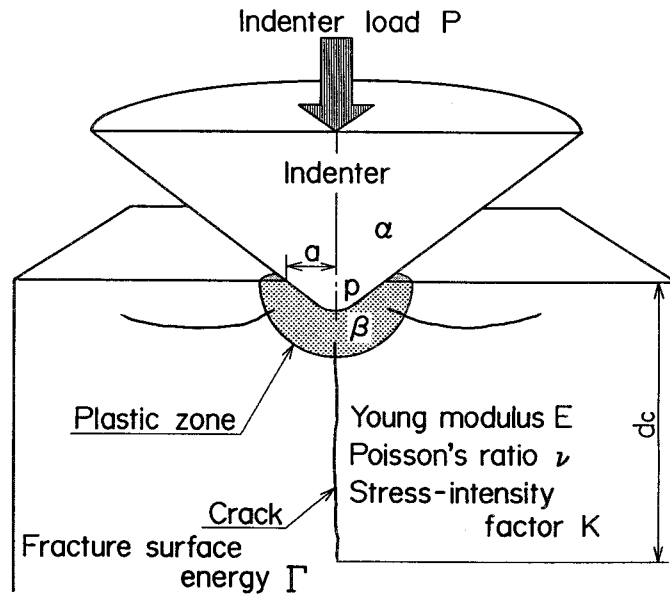


Fig. 4-38 Static indentation fracture system in brittle solid

ここで、 ν :ポアソン比、 E :ヤング率、 K :応力拡大係数、 Γ :き裂の表面エネルギー、 α :干渉する圧子の形状によって決定される補正定数、 β :圧子直下の塑性変形域の形状などにより決定される定数である。

これらの式をサイアロンの過渡的切削過程に導入する。すなわち、光学顕微鏡による観察からクラックの生成が明白な塑性変形領域以降について、図4-24および図4-25に示した切削

背分力および平均接触圧力の変化過程を上式に導入する。

背分力 P は平均接触圧力 p と接触面積 S との積で表されるが、図4-24に示した測定結果を考慮すると、各干渉領域について次式で表すことができる。

・ 塑性変形領域 $P = p \cdot S = k_p \cdot d$ (4-13)

・ 切削領域 $P = p_p \cdot S$ (4-14)

ここで、 S は切れ刃の接触面積を、 k_p は実験的に求められる定数である。

また、図4-25に示した平均接触圧力の変化過程は次式で表すことができる。

・ 塑性変形領域 $p = \frac{P}{\pi a^2}$ (4-15)

$$a^2 = r^2 - (d-r)^2$$
 (4-16)

・ 切削領域 $p = p_p = \text{const.}$ (4-17)

よって、各干渉領域におけるクラック深さは次式で示す背分力の関数で表される。

・ 塑性変形領域

式(4-11), (4-12), (4-13), (4-15)および(4-16)より、

$$dc = \frac{(1-\nu^2)(1-2\nu)^2 \alpha}{4\pi^3 \cdot \beta \cdot \Gamma \cdot E} \cdot \frac{-2r \cdot k_p^3}{P - 2r \cdot k_p} \cdot k_p^2$$
 (4-18)

・ 切削領域

式(4-11), (4-12)および(4-17)より、

$$dc = \frac{(1-\nu^2)(1-2\nu)^2 \alpha \cdot p_p}{4\pi^2 \cdot \beta \cdot \Gamma \cdot E} P$$
 (4-19)

図4-39 に、実験的に求めたサイアロンの過渡的切削過程におけるクラック深さ dc と背分力

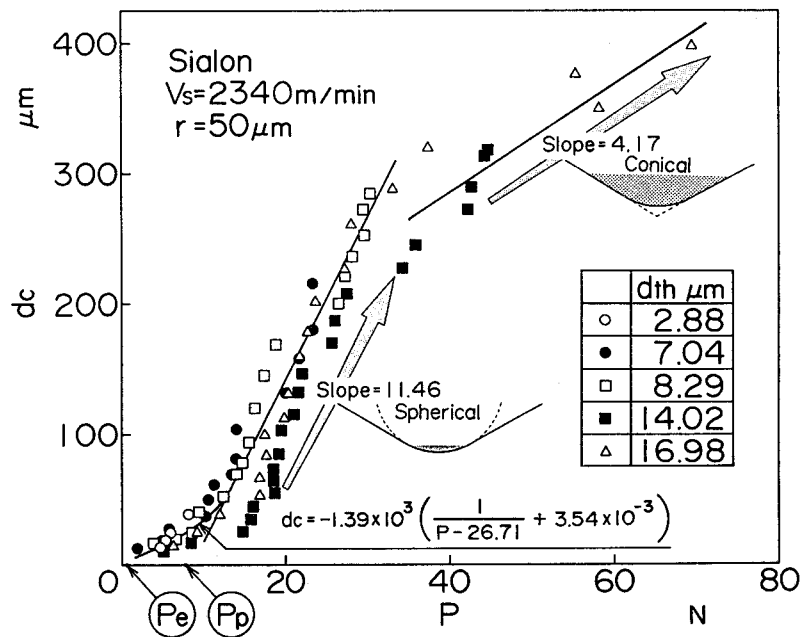


Fig. 4-39 Variation of crack depth with normal cutting force in cutting of Sialon

P との関係を示す。この結果を回帰させると、クラック深さは塑性変形領域では図中に示すように式(4-18)に対応した背分力との双曲線的関係を示し、切削領域では式(4-19)で表した直線関係を示すことがわかる。なお、切削領域において背分力が約40Nから勾配が緩やかになるが、これは図4-20から推測されるように切れ刃の干渉形状が球形から円錐形へ変化することによって定数 α が異なる値となるためと考えられる。つまり、比較的鋭利な砥粒切れ刃を用いて研削加工することによって、加工表面下に残留するクラックの規模が抑えられることを示唆するものと考えられる。

以上のように、定数 α および β と切れ刃形状などの諸条件との関係を明確にすることが必要であるが、サイアロンの過渡的切削過程さらには研削過程において生成残留するクラックの規模を推測するための基礎となり得るものと思われる。

第5節 結 言

本章では、円錐状ダイヤモンド切れ刃を用いて部分安定化ジルコニアおよびサイアロンを円弧形切削する場合の切削抵抗、切削溝形状および加工表面下に生成するクラックなどを解析することによって、その切削機構を実験的に検討した。得られた主な結論は以下のようである。

- (1) 部分安定化ジルコニアおよびサイアロンの円弧形切削においては、切れ刃の干渉深さによって弾性接触領域、塑性変形領域および切削領域の3つの異なる領域が存在する。
- (2) 切れ刃の干渉によって、工作物の塑性変形および切削が開始される点での限界抵抗および限界切込み深さは、切れ刃の切込み角には関係なく一定である。
- (3) ファインセラミックスを円弧形切削する場合には、切れ刃の理論最大干渉深さによって次の3種類の接触形態で切削現象が進行する。
 - (i) 弾性変形だけの場合
 - (ii) 弾性変形 \Rightarrow 塑性変形 \Rightarrow 弾性変形の場合
 - (iii) 弾性変形 \Rightarrow 塑性変形 \Rightarrow 切削状態 \Rightarrow 塑性変形 \Rightarrow 弾性変形の場合干渉開始点側と終了点側における現象は、中央点に対してほぼ対照的である。
- (4) 溝表面は、工作物の塑性変形と脆性破壊の両方で生成される。
- (5) サイアロンを過渡的切削する場合の寸法生成量、接触圧力、背分力およびクラック深さの変化過程は、切れ刃の干渉深さによって支配され、理論最大干渉深さにはほとんど影響されない。
- (6) サイアロンを過渡的切削する場合の切れ刃に作用する平均接触圧力は、弾性接触領域では弾性限界接触圧力まで僅かに増加し、塑性変形領域になると干渉深さの増加に従って塑性限界接触圧力まで急激に増加する。さらに切削領域では、ほぼ塑性限界接触圧力で一定となる。
- (7) 過渡的切削過程における接触圧力、背分力および切れ刃の干渉形状などを考慮し、静的干渉における背分力とクラック深さとの理論的關係を導入することで、クラック深さを理論的実験的に予測することが可能である。

《 参 考 文 献 》

- 4- 1) 岡村健二郎, 中島利勝, 山本紀一郎: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第5報)——円弧形切削実験による微小切削現象の考察, 精密機械, **33**, 4 (1967) 237.
- 4- 2) 三友 護: 常圧焼結法による β -サイアロン焼結体の製造, ファインセラミックス, **2** (1981) 108.
- 4- 3) 三友 護, 石沢健喜, 鮎沢信夫, 白仁田昭, 高井政道, 内田範政: α 型サイアロンセラミックスの開発, 品川技報, **39** (1985) 1.
- 4- 4) 杉田忠彰: セラミックスの機械加工, 養賢堂 (1985) 54.
- 4- 5) 中島利勝, 中川平三郎, 岡村健二郎: プランジ研削における砥石の接触状態に関する研究(第4報)——加工面創成曲線の実験的検討, 精密機械, **48**, 9 (1982) 1244.
- 4- 6) 岡村健二郎, 中島利勝, 平 邦昭, 藤原煌三: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第4報)——切れ刃切込み角と上すべり現象との関係, 精密機械, **33**, 3 (1967) 161.
- 4- 7) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第6報)——単粒研削みぞの解析, **33**, 5 (1967) 312.
- 4- 8) 中島利勝, 宇野義幸, 藤原貴典, 池尻篤則: サイアロンの単粒研削に関する研究, 精密工学会誌, **53**, 8 (1987) 1271.
- 4- 9) 上田隆司, 鳥居明人, 中村 示, 杉田忠彰: 光ファイバを用いた赤外線輻射温度計による常圧焼結 Si_3N_4 の研削温度測定, 精密工学会誌, **55**, 12 (1988) 2273.
- 4-10) 張 璧, 戸倉 和, 吉川昌範: 円すいダイヤモンドの引っかきによるアルミナ表面のき裂生成について, 精密工学会誌, **53**, 5 (1987) 826.
- 4-11) Ernst Salje and Hartmut Moehlen: Material Removal in Grinding of Advanced Ceramics, SWE Technical Paper, MR88-498 (1988) pp. 1
- 4-12) B.R.Lawn and M.V.Swain: Microfracture Beneath Point Indentations in Brittle Solids, J.Mater. Sci., Vol.10, No.1 (1975) pp.113
- 4-13) J. Boussinesq: "Application des Potentiels à l'Etude de l'Equilibre et du Mouvement des Solides Elastiques"(Gauthier-Villars, Paris, 1885), discussed in S.P.Timoshenko and T.N.Goodier, "Theory of Elasticity"(McGraw-Hill, New York, 1970) pp.398.
- 4-14) 杉田忠彰: セラミックスの機械加工, 養賢堂 (1985) 51.

第5章 研削加工による材料除去の基礎的説明

第1節 緒言

研削加工によって生成される表面は、砥石作用面上に存在する個々の砥粒切れ刃による過渡的切削過程において創成される切削溝表面の集合である。前章で述べたように、ファインセラミックスの過渡的切削過程においても切れ刃の干渉開始から工作物の弾性変形、塑性変形を経た後に材料が除去される。したがって、研削加工においては、多数の砥粒切れ刃によるこのような過渡的切削が断続的に生じているため、仕上面の創成ならびに材料除去機構は複雑極まる⁵⁻¹⁾。本章では、前章で明らかにした上すべり現象を伴うファインセラミックスの過渡的切削過程の観点から、研削加工における材料除去過程および仕上面創成過程についての基礎的な検討を行う。

第2節 過渡的切削による表面創成過程の二次元的解析

前章までの解析で用いた切れ刃の理論干渉曲線は、研削系のコンプライアンスを考慮せず、切れ刃が剛体に固定されていると想定した場合に1つの切れ刃が工作物に干渉する際の切れ刃先端が描く軌跡である。ところが、実際には切れ刃が弾性的に支持されているため、工作物との干渉によって発生する抵抗のために変位するので、工作物における切れ刃の実干渉曲線は、その変位量だけ理論干渉曲線と異なる。さらに本編で対象とするファインセラミックスであっても弾性体であるため、切れ刃の通過後に工作物の弾性変形量が回復する。このため、仕上面を形成する曲線すなわち表面創成曲線は上記のいずれとも異なったものとなる⁵⁻²⁾。

これらの各曲線の関係を二次元的に示すと 図5-1 のようになる。切れ刃は点Cから干渉を開始し、点Eまで弾性的に接触した後、点Pまで工作物を塑性変形させながら干渉し、その後切削状態となり点Oで干渉を終了する。したがって、 \overline{CE} は切れ刃の弾性上すべり長さ、 \overline{EP} は塑性上すべり長さを示す。また、 \overline{OD} は切れ刃1個当たりの工作物の送り量である。

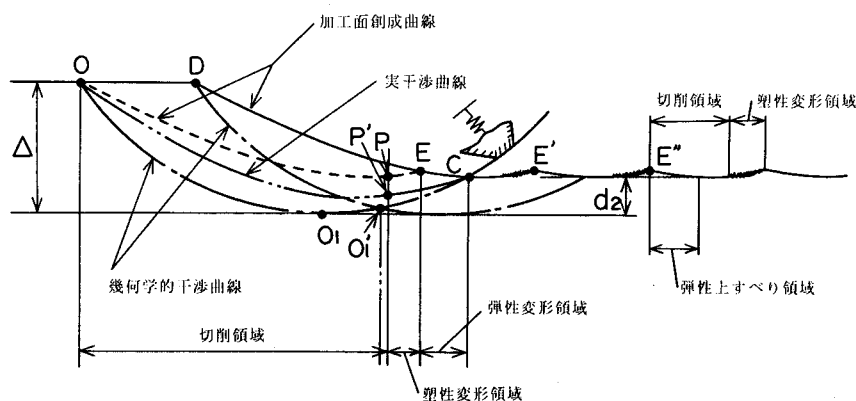


Fig. 5-1 Surface formation curve in grinding

また、曲線 $DECE'$ は先行切れ刃によって生成された表面創成曲線、曲線 OPE は図中の切れ刃が生成する表面創成曲線を示す。さらに、二点鎖線は工作物における切れ刃の実干渉曲線、一点鎖線 $OO_1O_1'C$ は理論干渉曲線を表す。図のように、弾性的に支持され、大きな逃げ面面積をもつ切れ刃が点 C から点 O まで工作物と接触する場合、切れ刃は作用する切削抵抗によって変位する。したがって切れ刃先端は一点鎖線で示す理論干渉曲線上を通過せず、二点鎖線で示す実干渉曲線上を通過することになる。この場合、点 C から点 E までは弾性変形領域であるから工作物は切れ刃の通過後に回復するので切削溝は生成されない。次に点 E から点 P までは塑性変形領域であるので、工作物の変位量は弾性変位量と塑性変形量の和となる。したがって、工作物表面には塑性変形によって弧 \widehat{PE} の溝が生成されるが、切れ刃の通過後に弾性変形量だけ回復する。切れ刃先端が点 P を過ぎると切削作用によって切りくずが生成されるようになり、工作物表面には切削溝が生成されるが、この領域においても工作物の弾性変形量は切れ刃の通過後に回復する。

このように、理論干渉曲線と実干渉曲線との差は切れ刃の弾性変位量に相当し、実干渉曲線と表面創成曲線との差は工作物の弾性回復量に相当する。したがって、工作物は砥石に与えられた切込み量だけ除去されるのではなく、切れ刃の弾性変位量と工作物の弾性回復量から決定される切残し量 d_2 が存在し、この値が接触剛性に起因する切残し量である。

第3節 プランジ研削過程におけるかつぎ現象

現在、グライインディング・センタを含めた多くの研削盤における砥石の切込み方式には強制切込み方式が採用されているが、この場合の工作物に対する砥石の切込みは、研削砥石自体に与えられるのではなく、砥石を装着した砥石台に与えられ、砥石台の移動量が砥石の切込み量としてとらえられている場合も少なくない。しかし、研削系のコンプライアンスのために砥石台の移動量は実際に砥石が工作物に切り込む量すなわち砥石切込み量とは異なる。また、砥石切込み量は、研削現象に伴って発生する切残し量のために工作物半径減少量すなわち寸法生成量とは異なった値となる⁵⁻³⁾。

図5-2 は、円筒プランジ研削における砥石と工作物との干渉状態を模式的に表したものである。図のように、砥石と工作物とが接触する点 P から、工作物 1 回転あたりの設定切込み量 Δ (\overline{PE}) だけ砥石を切り込んで研削する場合を想定すると、研削現象に付随して発生する研削抵抗のために砥石軸および工作物支持系が変位し、その弾性変位量 d_1 (\overline{DE}) だけ砥石の切込み量は砥石台の切込み量よりも小さくなる。実際の研削加工においては、砥石と工作物との接触によって砥石軸および工作物支持系の双方が変位するが、砥石と工作物との相互干渉量を問題とする場合には、砥石軸または工作物支持系のどちらか一方のみに変位を集中させても解析結果は同じであるので、ここでは図のように工作物を基準とする。したがって、両者の接触によって工作物支持系は変位せず砥石軸のみが変位し、砥石軸の回転中心が点 $O's$ から点 O_s に移動することになり、砥石作用面が点 E から点 D まで d_1 すなわち砥石軸および工作物支持系の弾性変位量だけ移動する。砥石切込み量 \overline{PD} で研削を行うと、その進行に連れて砥石は摩耗するが、砥石摩耗量 d_0 (\overline{CD}) は研削系から完全に消えてなくなるので、砥石切込み量は d_0 だけ小さくなる。したがって、研削を開始してから研削がある時間

第4節 結 言

本章では、岡村・中島らによる研究を顧みることで、プランジ研削加工における材料除去の基礎的解析を行った。本章で得られた結論は次のとおりである。

研削加工は、砥石作用面上に弾性的に支持された個々の砥粒切れ刃が工作物との干渉開始から終了まで連続的に干渉深さを連続的に変化させながら材料を除去することによって進行する。この過渡的切削過程においては、砥粒切れ刃の弾性的な支持ならびに工作物の弾性に起因して切れ刃の上すべり現象が発生し、切残しが生じるため、切れ刃による加工面創成曲線は幾何学的干渉曲線とは異なる。さらに研削系に着目すると、砥石と工作物との接触によって研削系のコンプライアンスに起因する切残し、すなわち砥石軸および工作物支持系の弾性変位が発生し、これに加えて研削の進行に伴って砥石摩耗が連続して進行する。以上のような研削現象に付随して発生するそれぞれの現象すなわちかつぎ現象のために、研削加工における実砥石切込み量は砥石台の切込み量よりも小さくなり、寸法生成量は実砥石切込み量をさらに下回る。したがって、プランジ研削における材料除去機構を、このかつぎ現象を十分考慮したうえで解析する必要がある。

《 参 考 文 献 》

- 5-1) 河村末久, 矢野章成, 樋口誠宏, 杉村忠彰: 研削加工と砥粒加工, 共立出版(1984) 31.
- 5-2) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論(第1報)——加工面創成曲線, 精密機械, **36**, 2 (1970) 141.
- 5-3) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性(第1報)——かつぎ現象の解明, 精密機械, **38**, 7 (1972) 580.
- 5-4) 中島利勝, 塚本真也, 小谷 修: 砥石面トポグラフィから考察した研削面プロフィルの創成機構に関する研究, 精密工学会誌, **59**, 3 (1993) 491.
- 5-5) 中島利勝, 塚本真也, 原田 真: 研削熱による変形が寸法生成過程に及ぼす影響の研究, 精密機械, **51**, 8 (1985) 1588.
- 5-6) 奥田 博, 平井敏雄, 上垣外修己: 構造材料セラミックス, オーム社(1987) 3.

第6章 部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削過程の定量化

第1節 緒言

ファインセラミックスは、近年さまざまな種類の材料が開発され、それぞれの材料個有の優れた特徴を有する。そのため、構造用材料として広範囲な分野において利用が進められている。しかし、その優れた特性ゆえに機械部品として実用するうえで不可欠な機械加工が困難であり、一般には研削加工によって寸法および形状が整えられる。その中でも高能率かつ高精度な加工法であるダイヤモンド砥石を用いた研削加工については、これまでにさまざまな研究結果が報告されているが、その多くは研削抵抗、工具摩耗、加工面性状の評価などに関するものであり、寸法および形状生成過程に関する検討はほとんど行われていない。このため、材料特性の把握が不十分であることも加わり、ファインセラミックスの研削加工は、試行錯誤的に行われていることが現状である。

そこで本章では、ファインセラミックスの中でも比較的じん性が高く、金属材料とほぼ同様の研削機構によって材料が除去される部分安定化ジルコニア⁶⁻¹⁾をメタルボンドダイヤモンド砥石を用いて円筒プランジ研削する場合の研削過程を定量的に評価することを試みた。このため、金属材料をプランジ研削する場合の研削過程を定量的に表現することに対して確立された理論解析法⁶⁻²⁾を導入し、それによって求められた理論値と、円筒プランジ研削実験によって得られた実験結果とを比較、検討することで、部分安定化ジルコニアの研削過程が定量的に表現できることを明らかにした。

第2節 実験方法および条件

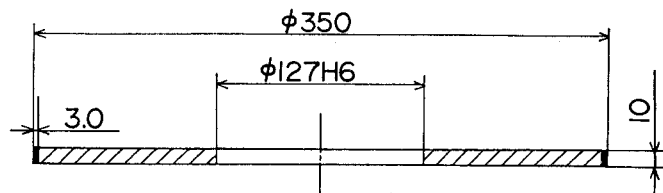
2.1 部分安定化ジルコニアの材料特性

数多くのエンジニアリングセラミックスの内、そのほとんどは高硬度の脆性材料であるが、特に部分安定化ジルコニアは他のセラミックス材料にはみられない高強度・高じん性を有し、構造材料として高い可能性を秘めたセラミックスである。これは、この材料特有の格子変態(応力誘起変態)によるものである。すなわち、結晶構造中に存在する正方晶にき裂の伝播などによって大きな応力が作用すると、正方晶から単斜晶へのいわゆるマルテンサイト変態が生じ、これに伴って5%程度の体積膨張が発生するため、破壊エネルギーが吸収され、応力が緩和されることに起因する。また、高温環境下における強度については、他のファインセラミックスがかなり高温まで常温における強度を維持する特性を有するのに対して、部分安定化ジルコニアの場合は温度上昇とともにその強度が徐々に減少する⁶⁻³⁾。その他の機械的性質については、熱膨張係数が金属材料にかなり近く、破壊じん性値および密度は他のセラミックスに比べて大きく、硬度および熱伝導率は他の材料に比べて小さい。したがって、一般に硬脆材料として認識されているエンジニアリングセラミックスの中でも、特に部分安定化ジルコニアは他のセラミックスに比べて、熱伝導率などを除けば金属材料に近い材料特性を有する。なお、本章で用いた部分安定化ジルコニアは第4章で用いたものと同様である。

2.2 ダイヤモンド砥石

ファインセラミックスを研削加工する場合、一般にダイヤモンド砥石が用いられる。ダイヤモンド砥石の主な特性は、砥粒の種類、粒度、結合剤および集中度によって決定される。砥粒の種類は、大きく天然ダイヤモンドと人造ダイヤモンドとに分類され、人造ダイヤモンドはその製造条件などの相違によって形状、破碎性などの点でさまざまな種類に分類される。粒度は、通常、金属材料の研削加工の場合と同様に解釈され、仕上げ面粗さを大きく左右する。つまり、粗加工から仕上げ加工に進むにつれて使用される砥石は粒度の低いものから高いものへと移行する。つぎに、結合剤は、種類によって力学的あるいは熱的に砥石の基本的な性能に直接関係する。ダイヤモンド砥石に用いられる結合剤は、メタルボンド、レジノイドボンド、ビトリファイドボンドおよび電着法によるものが用いられる。この中でもメタルボンドダイヤモンド砥石は、砥粒の保持力および耐摩耗性に優れ、砥石寿命が長いために高能率、高精度研削加工において大きな威力を発揮する⁶⁻⁴⁾。また、集中度は、通常ダイヤモンド層 1cm^3 中に含まれるダイヤモンド砥粒の量で表され、 $4.4\text{ct}/\text{cm}^3$ のものを集中度100で表し、これは砥粒率で25%に相当する⁶⁻⁵⁾。したがって、集中度は砥石寿命に直接関係し、砥粒の種類、粒度および工作物などによってその最適値が存在する。

本章で用いたメタルボンドダイヤモンド砥石の主な仕様は、図6-1に示すようである。ダイヤモンド砥粒は強度、じん性ともに高く、ブロックな形状のMBG-660(GE社製)、粒度は#170、結合度はN、集中度は100、結合剤はブロンズ、ダイヤモンド層厚さは3mmである。



Wheel type	IAI
Abrasive material	MBG660
Grain size	170
Concentration	100
Grade	N
Bond	Metal

SDI70NI00M

Fig.6-1 Metal bonded diamond wheel

2.3 砥石作用面生成法

ダイヤモンド砥石は、研削前に砥石の幾何学的形状を整え、作用面上に残留した切れ味の劣化した摩滅砥粒を除去して鋭利なダイヤモンド砥粒を突出させることが必要である。図6-2は、本章で行った砥石作用面生成法の概略を示したものである。まず、インプリドレッサ(φ10×7、作用面上の砥粒数：およそ25個、平均砥粒径：0.8mm)を用いてツルーイングを施すことによって、砥石作用面の幾何学的形状を調整した。続いて、GC砥石GC60H7V(φ100×55mm)をトラバース研削することでドレッシングを行い、平均砥粒径のおよそ1/3の

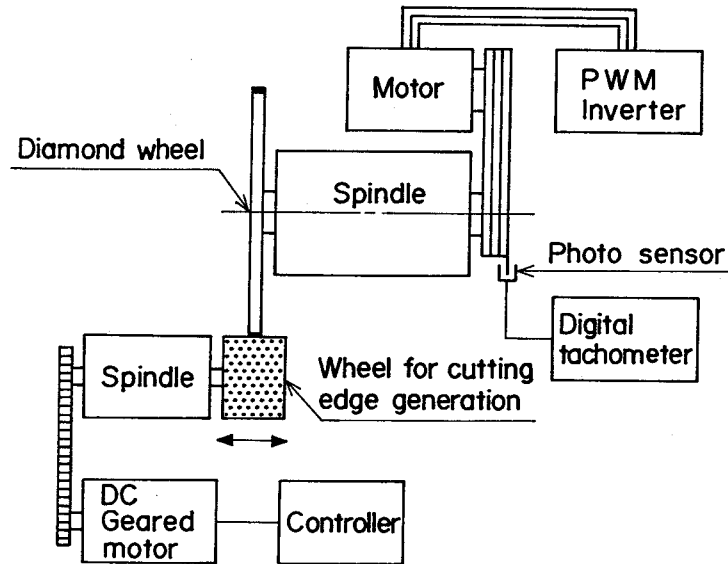


Fig. 6-2 Schematic illustration of dressing of a metal bonded diamond wheel

突出高さを得た。主なドレッシング条件は以下のものである。

ダイヤモンド砥石周速度：1000m/min

G C 砥石周速度：10m/min

両端での切込み：10 μ m/pass

トラバース量：5mm/rev of G C wheel

2.4 円筒プランジ研削実験

本章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いて、部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削加工を行い、砥石台移動量、寸法生成量、研削抵抗、砥石摩耗量および加工面の表面粗さなどを解析した。図6-3は、本章で用いた実験装置の概略を示したものである。図に示すように、砥石台移動量および寸法生成量は電気マイクロメータにより検出し、研削抵抗は

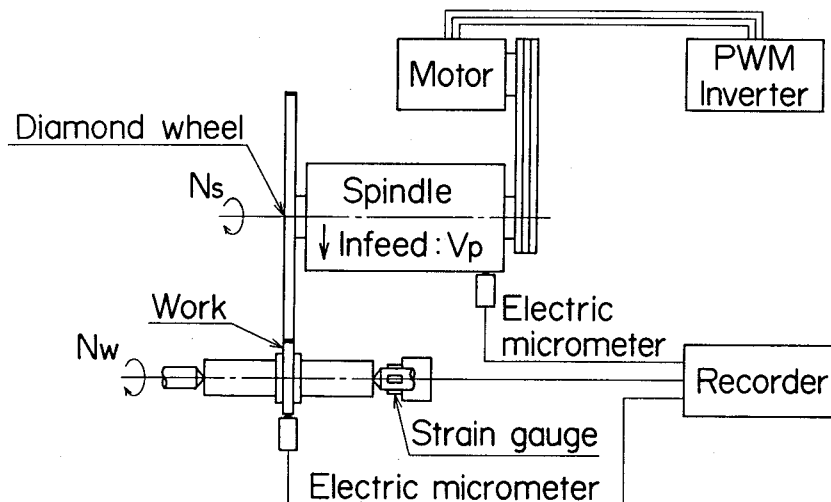


Fig. 6-3 Schematic illustration of cylindrical grinding with a metal bonded diamond wheel

数の研削痕が残留しており、かなり平滑な表面が生成されていることがわかる。したがって、部分安定化ジルコニアの表面生成機構は主に切れ刃の干渉による材料の塑性変形が支配するものと考えることができる。次に、切りくずには一部材料の構成粒子が確認される部分と、切れ刃すくい面との接触による研削痕が観察され、研削痕の付近には切れ刃との接触の伴う熱と圧力のために変形したと考えられる粒子も観察される。これらのことから、部分安定化ジルコニアの材料除去は材料の塑性変形と脆性破壊によって行われると考えられる。

第4節 プランジ研削過程の理論解析

4.1 寸法生成速度の変化過程

図6-5は、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いて部分安定化ジルコニアを円筒プランジ研削した場合の1プランジ研削サイクルにおける研削背分力 $p(t)$ 、主分力 $q(t)$ および寸法生成量 $R(t)$ の変化過程を示したものである。図中の $d(t)$ は砥石台移動量であり、これと寸法生成量 $R(t)$ との差が各種の要因による切残し量になる。すなわち、砥石摩耗量 $d_0(t)$ 、砥石軸および工作物支持部の弾性変形量 $d_1(t)$ 、砥石と工作物の接触剛性および表面粗さに起因する切残し量 $dr(t)$ である。図中の点Eは寸法生成開始点、 t_e はプランク研削時間、 t_s は過渡研削時間、 t_f は有効スパークアウト研削時間を示す。また、図6-6にこの場合の寸法生成量 $R(t)$ と寸法生成速度 $R(t)$ の変化過程を示す。図中の破線はプランジ速度 v_p と砥石摩耗速度 C_0 との差である有効プランジ研削速度 v_p' である⁶⁻⁶⁾。図より明らかなように、部分安定化ジルコニアの1プランジ研削サイクルでは、A系砥石で金属材料を研削する場合と同様に、過渡、定常およびスパークアウトの3つの異なる研削状態に順次移行する。このように金属材料の

研削の場合に極めて類似するジルコニアの研削過程から、以下において金属材料の円筒プランジ研削過程に対して確立された理論解析

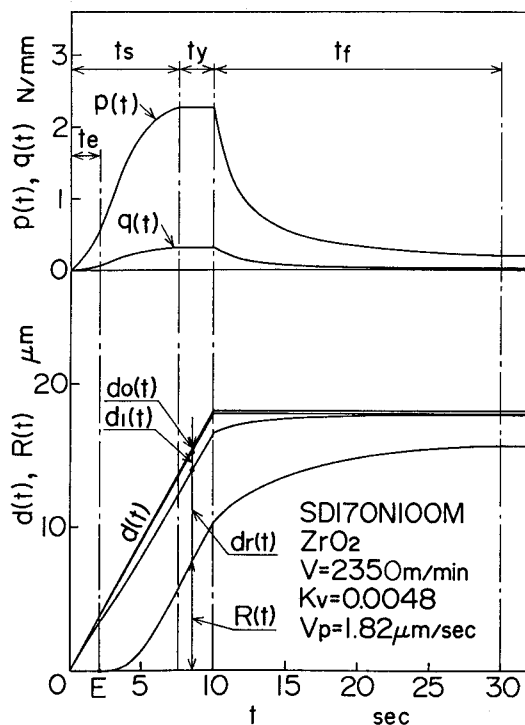


Fig. 6-5 Plunge grinding process in grinding ZrO_2

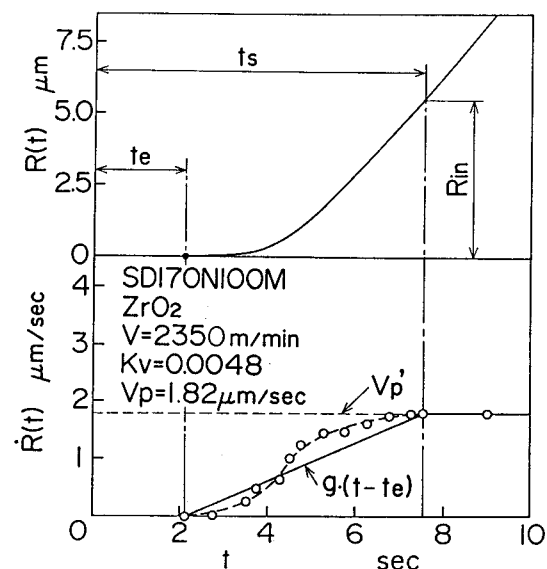


Fig. 6-6 Introduction of size generation acceleration

が適用される可能性について検討する。まず、砥石が工作物と接触を開始してから寸法生成開始点までは工作物半径は減少しないため、切残し量は研削の進行とともに徐々に増加する。この区間での寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ は次式で与えられる。

$$\dot{R}(t)=0 \quad (0 \leq t \leq t_e) \quad (6-1)$$

寸法生成開始点を過ぎると研削の進行とともに寸法生成量は徐々に増加するが、寸法生成速度が有効プランジ研削速度よりも小さいために切残し量は徐々に増加する。ここで、図6-6に示すように、寸法生成開始点から定常研削状態に移るまでの寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ を直線的に増加するものとみなして、寸法生成加速度 g を導入すると、この区間での寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ は次式で表すことができる。

$$\dot{R}(t)=g(t-t_e) \quad (t_e \leq t \leq t_s) \quad (6-2)$$

式(6-2)で与えられる $\dot{R}(t)$ が研削の進行とともに増加して有効プランジ研削速度 v_p' に等しくなると砥石摩耗量を除いた実砥石切込み量だけ工作物半径が減少する定常研削状態になり、その後の寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ は有効プランジ速度 v_p' に等しく一定になる。

$$\dot{R}(t)=v_p' \quad (t_s \leq t \leq t_s+t_y) \quad (6-3)$$

$t=t_s$ では式(6-2)、(6-3)が同時に成立するので、寸法生成加速度 g は次式で表される。

$$g=\frac{v_p'}{t_s-t_e} \quad (6-4)$$

定常状態において砥石台の送りを停止すると、研削系に蓄えられたかつぎ量の解放によって研削が進行するスパークアウト研削状態になる。このとき $\dot{R}(t)$ は研削時間とともに徐々に増加するが、その増分だけ研削系のかつぎ量が減少するため、研削時間とともに寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ は減少する。そして $\dot{R}(t)=0$ となった時点でスパークアウト研削が終了する。

4.2 研削特性値

本節で導入した理論解析では、5つの独立した研削特性値、すなわち寸法生成加速度 g 、砥石摩耗速度 C_0 、研削系剛性 k_{sy} 、接触剛性 k_c 、切削剛性 k_r が解析の基礎となる。そこで、以下では部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削実験の結果から、これら5つの研削特性値を決定し、あわせて研削条件が及ぼす影響についても検討する。

(1) 寸法生成加速度 g

図6-7 に寸法生成加速度 g とプランジ速度 v_p との関係を示す。図から明らかなように、寸法生成加速度 g とプランジ速度 v_p との間には次式に示す関係がある。

$$g=0.145v_p^{1.400} \quad (6-5)$$

(2) 砥石摩耗速度 C_0

ダイヤモンド砥石の摩耗はドレッシング直後に初期摩耗が存在するが、一般にはドレッシング直後から研削作業が行われる場合が多い。そのため、本章では初期摩耗を含む砥石摩耗量を研削時間で除した値である平均砥石摩耗速度 \bar{C}_0 を用いる。

図6-8 は、平均砥石摩耗速度 \bar{C}_0 とプランジ速度 v_p との関係を示したものである。図からわかるように、平均砥石摩耗速度 \bar{C}_0 とプランジ速度 v_p は比例関係にあり、次式に示す関係

が成り立つ。

$$\bar{C}_0 = 0.019v_p \quad (6-6)$$

したがって、プランジ速度 v_p と平均砥石摩耗速度 \bar{C}_0 との差である有効プランジ速度は次式のようになる。

$$v_p' = 0.981v_p \quad (6-7)$$

(3) 研削系剛性 k_{sy}

研削系剛性 k_{sy} は、砥石軸剛性 k_s および工作物支持剛性 k_w を用いて次式から求めることができる。

$$\frac{1}{k_{sy}} = \frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_w} \quad (6-8)$$

本章の場合、 $k_s = 45.100 \text{ N}/\mu\text{m}$ 、 $k_w = 18.441 \text{ N}/\mu\text{m}$ であるので、研削系剛性 k_{sy} は次式で表される。

$$k_{sy} = 13.089 \text{ N}/\mu\text{m} \quad (6-9)$$

(4) 接触剛性 k_c

接触剛性 k_c は次式から求めることができる。

$$k_c = \frac{Pe}{dr(te)} \quad (6-10)$$

図6-9は、寸法生成開始点における研削背分力 Pe および切残し量 $dr(te)$ とプランジ速度 v_p との関係を示す。図から明らかなように、部分安定化ジルコニアのプランジ研削過程においては、金属材料の場合と同様に寸法生成開始点における背分力 Pe および切残し量 $dr(te)$ はプランジ速度 v_p には影響されず一定となる⁶⁻⁷⁾。このことは、第4章における切

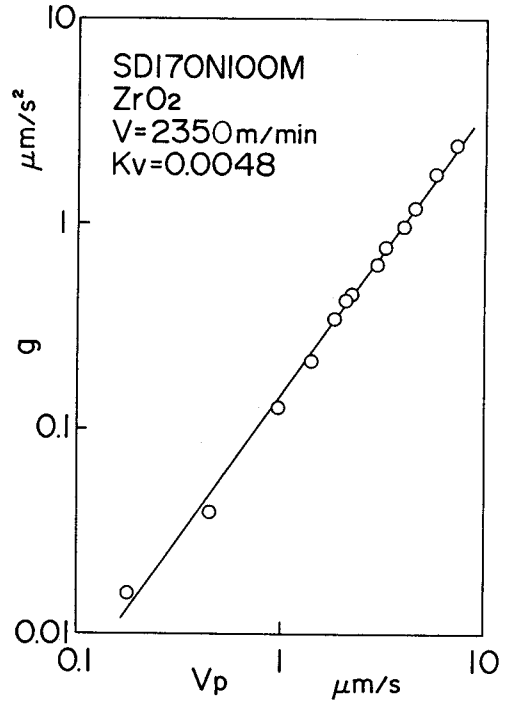


Fig. 6-7 Relationship between size generation acceleration and plunge velocity

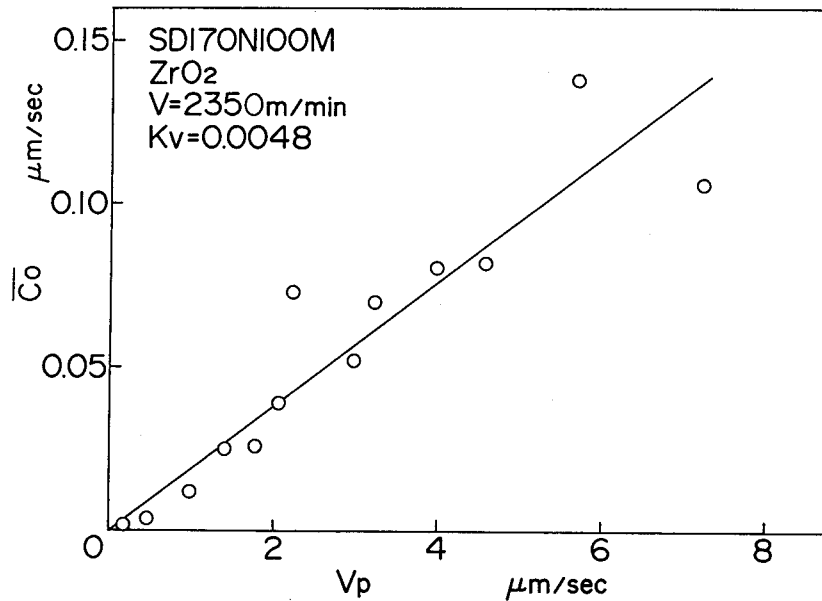


Fig. 6-8 Relationship between mean wheel wear rate and plunge velocity

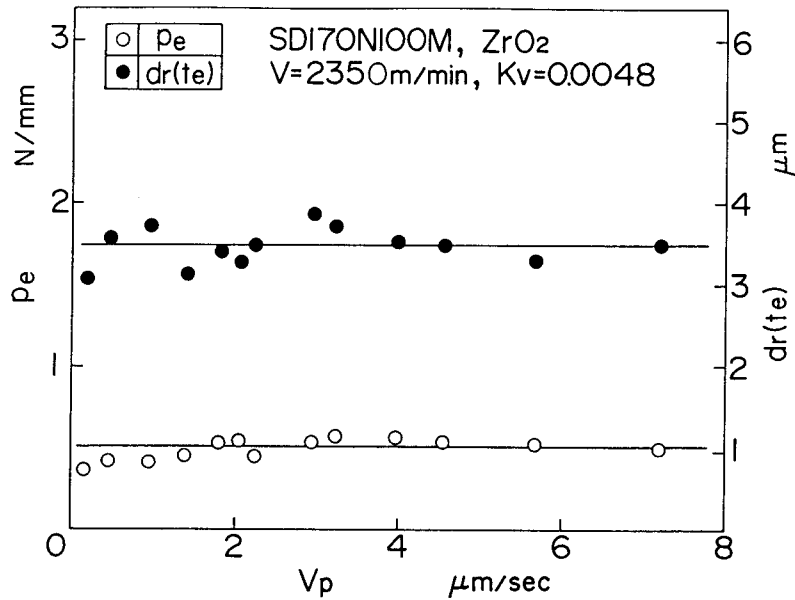


Fig. 6-9 Relationships between grinding force or residual stock at beginning point of size generation and plunge velocity

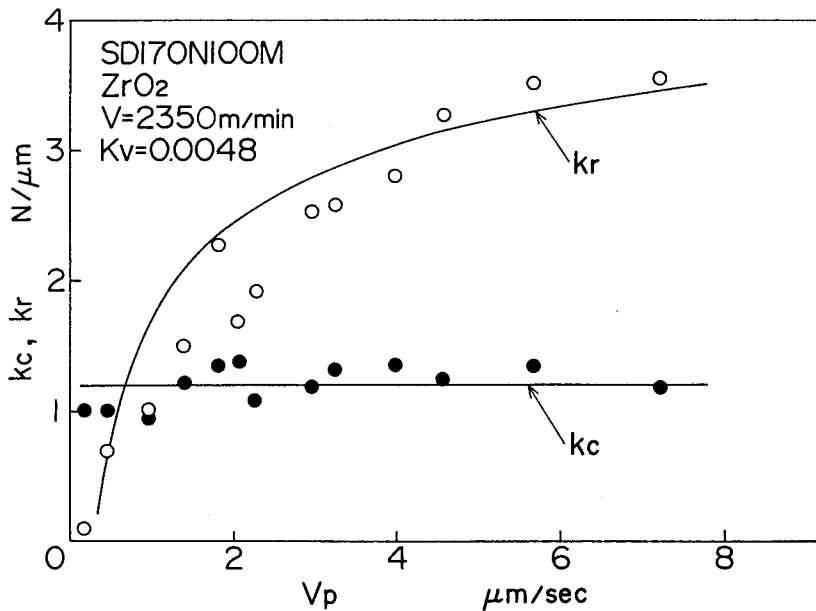


Fig. 6-10 Relationships between contact stiffness or cutting stiffness and plunge velocity

れ刃の上すべり現象の解析結果からも理解することができる。したがって、接触剛性 k_c も図6-10に示すようにプランジ速度 v_p に対して一定値となり、本章の加工条件では次の値になる。

$$k_c = 1.203 \text{ N}/\mu\text{m} \quad (6-11)$$

また、図6-11にプランジ速度 v_p がプランク研削時間 t_e すなわち砥石と工作物との接触から寸法が生成され始めるまでの時間に及ぼす影響を示す。図から、部分安定化ジルコニ

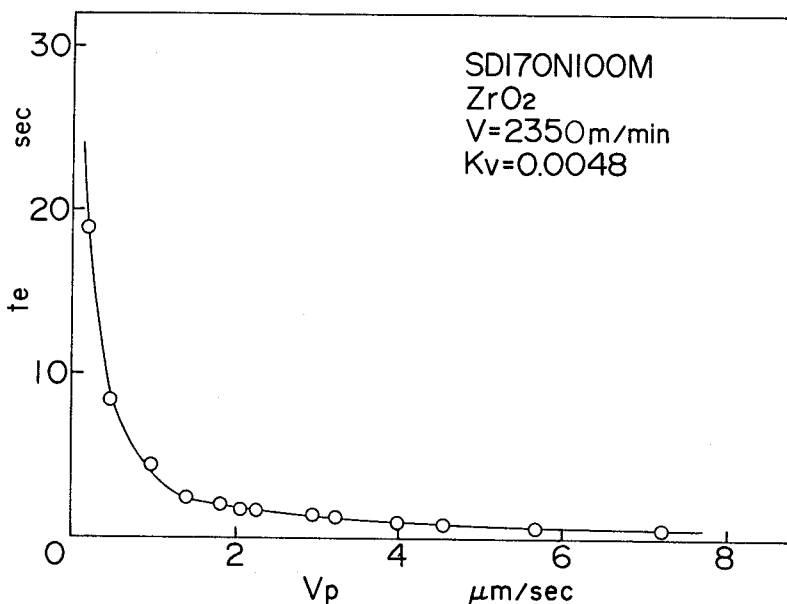


Fig. 6-11 Relationship between blank grinding time and plunge velocity

アの場合にも金属材料の場合と同様にプランジ速度が大きくなるに従ってプランク研削時間は短くなる⁶⁻⁶⁾ことがわかる。

(5) 切削剛性 kr

切削剛性 kr は次式によって決定される。

$$kr = \frac{2g}{v_p'^2} \{ P(t) - kc \cdot dr(ts) \} \quad (6-12)$$

本章の場合は、切削剛性 kr はプランジ速度 v_p に対して図6-10に示すような関係にあり、次式で表される。

$$kr = 3.997v_p^{0.052} - 2.308v_p^{-0.443} \quad (6-13)$$

以上のように、本章で行う理論解析の基礎となる5つの研削特性値はいずれもプランジ速度 v_p の関数として表すことができる。以下ではこれらの研削特性値を用いて得られた理論値とプランジ研削過程における実験値とを比較し、部分安定化ジルコニアの研削機構の定量化について検討する。

4.3 1 プランジ研削過程の解析

プランジ研削サイクルにおける寸法生成量 $R(t)$ 、切残し量 $dr(t)$ および背分力 $p(t)$ の理論解は、前項において求めた各種研削特性値を用いることにより、次式で与えられる。

(1) 過渡研削状態

$$R(t) = \frac{\dot{R}^2(t)}{2g} \quad (6-14)$$

$$dr(t) = \frac{1}{ksy + kc} \left\{ ksy \cdot v_p' \cdot t - kr \frac{v_p' \cdot \dot{R}(t)}{g} - (ksy - kr) \frac{\dot{R}^2(t)}{2g} \right\} \quad (6-15)$$

$$p(t) = \frac{ksy}{ksy + kc} \left\{ kc \cdot v_p' \cdot t + kr \frac{v_p' \cdot \dot{R}(t)}{g} - (kc + kr) \frac{\dot{R}^2(t)}{2g} \right\} \quad (6-16)$$

(2) 定常研削状態

$$R(t) = R_{in} + v_p'(t - t_s) \quad (6-17)$$

$$dr(t) = \frac{1}{k_{sy} + kc} \left\{ k_{sy} \cdot v_p' \cdot t_s - (k_{sy} + kr) \frac{v_p'^2}{2g} \right\} \quad (6-18)$$

$$p(t) = \frac{k_{sy}}{k_{sy} + kc} \left\{ kc \cdot v_p' \cdot t_s + (kr - kc) \frac{v_p'^2}{2g} \right\} \quad (6-19)$$

ここで R_{in} は過渡研削状態における寸法生成量を示す。

(3) スパークアウト研削状態

スパークアウト研削過程における各値をスパークアウト研削時間 τ で表すと次式となる。

$$R(\tau) = \frac{v_p'^2}{2g} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{2g}{v_p'} \tau\right) \right\} \quad (6-20)$$

$$dr(\tau) = \frac{1}{k_{sy} + kc} \left\{ k_{sy} \cdot v_p' \cdot t_e + (k_{sy} - kr) \cdot \frac{v_p'^2}{2g} \exp\left(-\frac{2g}{v_p'} \tau\right) \right\} \quad (6-21)$$

$$p(\tau) = \frac{k_{sy}}{k_{sy} + kc} \left\{ kc \cdot v_p' \cdot t_e + (kc + kr) \cdot \frac{v_p'^2}{2g} \exp\left(-\frac{2g}{v_p'} \tau\right) \right\} \quad (6-22)$$

図6-12 および 図6-13 は、それぞれ過渡・定常研削状態およびスパークアウト研削状態における背分力 p 、寸法生成量 R 、切残し量 dr の変化過程を示す。図中の実線は5つの研削特性値を用いて得られた理論値を、またプロットは研削実験による実験値を示す。これらの図

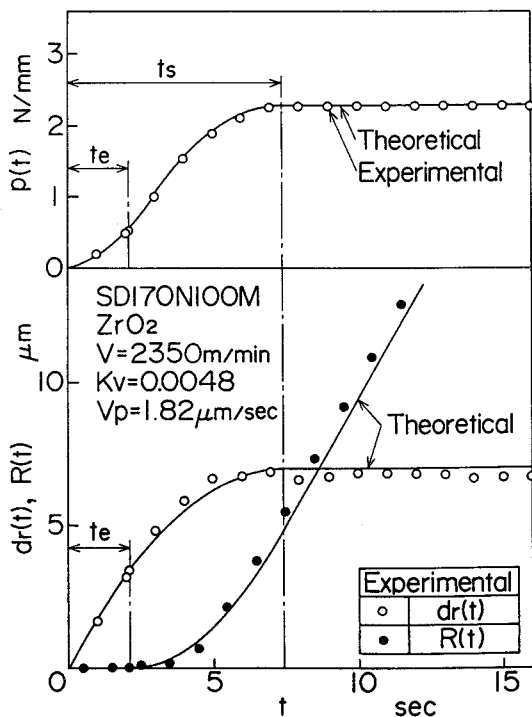


Fig. 6-12 Variations of grinding force, stock removal and residual stock with grinding time in spark-in and steady states

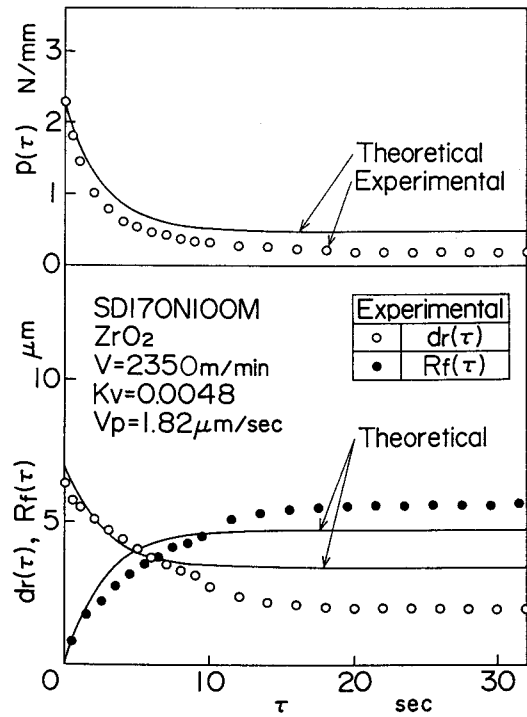


Fig. 6-13 Variations of grinding force, stock removal and residual stock with grinding time in spark-out state

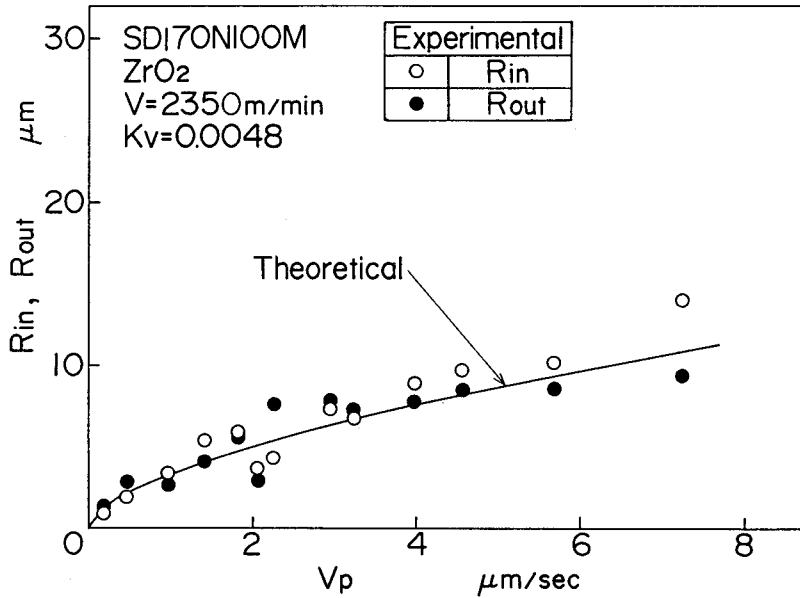


Fig. 6-14 Relationships between amount of size generation in spark-in and spark-out states

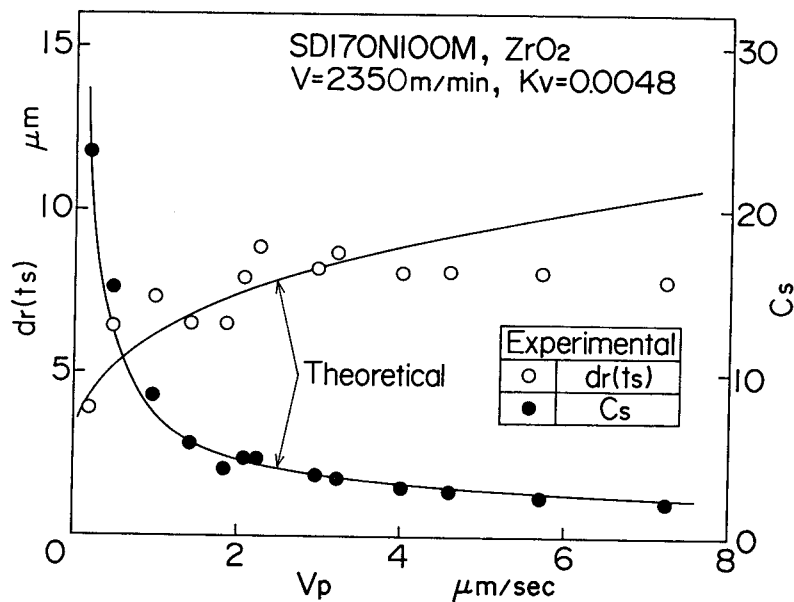


Fig. 6-15 Relationships between residual stock or ratio of accumulated stock to setting depth of cut and plunge velocity

からわかるように、過渡および定常研削状態においては理論値と実験値はかなりよく一致するが、スパークアウト研削状態においてはあまり一致しない。

次に以下では、これらの結果を用いて得られた理論値と、プランジ研削実験から得られた実験値との比較、検討を行う。

図6-14は、過渡およびスパークアウト研削状態における寸法生成量 R_{in} , R_{out} について、理論値と実験値を比較したものである。図からわかるように、過渡およびスパークアウト研削状態における寸法生成量 R_{in} , R_{out} については、理論値と実験値がよく一致している。ま

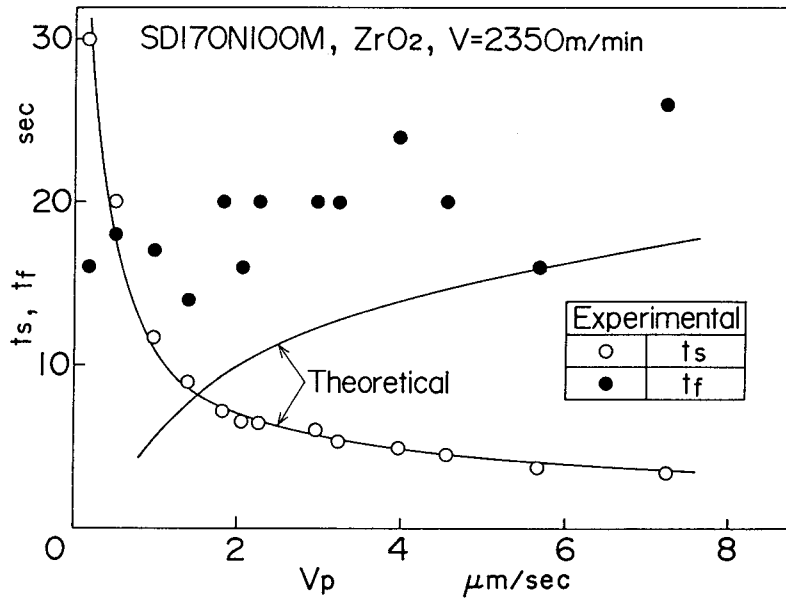


Fig. 6-16 Relationships between spark-in grinding time or spark-out grinding time and plunge velocity

た, R_{in} と R_{out} は等しく,

$$R_{in} = R_{out} = \frac{v_p'^2}{2g} \quad (6-23)$$

であることが確かめられる。

図6-15は、定常研削状態における切残し量 $dr(ts)$ およびかつぎ比 C_s について、理論値と実験値とを比較したものである。ここで、かつぎ比 C_s は次式で与えられる⁶⁻⁸⁾。

$$C_s = 1 + \frac{(dr)s}{\Delta'} \quad (6-24)$$

図からわかるように、切残し量 $dr(ts)$ はプランジ速度 v_p の増加に従って徐々に増加する。また、かつぎ比 C_s はプランジ速度 v_p の増加に対して、急激に減少した後に緩やかに減少する。いずれの場合にも理論値と実験値はよく一致している。

図6-16は、過渡研削時間 t_s および有効スパークアウト研削時間 t_f について理論値と実験値を比較したものである。図から、過渡研削時間については理論値と実験値がよく一致しており、次式の関係が成立していることがわかる。

$$t_s = t_e + \frac{v_p'}{g} \quad (6-25)$$

しかし、スパークアウト研削時間については理論値と実験値とがあまり一致しない。

図6-17は、定常研削状態における研削背分力 p_s について理論値と実験値を比較したものである。図からわかるように、定常状態における背分力 p_s はプランジ速度 v_p の増加とともに大きくなるが、その増加割合は徐々に小さくなっている。このことは、砥石の切込み速度が大きくなると、研削点近傍の材料の温度が一層高くなるためと考えられ、このような傾向は前章の単粒研削実験においても確認される。また、理論値と実験値はかなりよく一致していることがわかる。

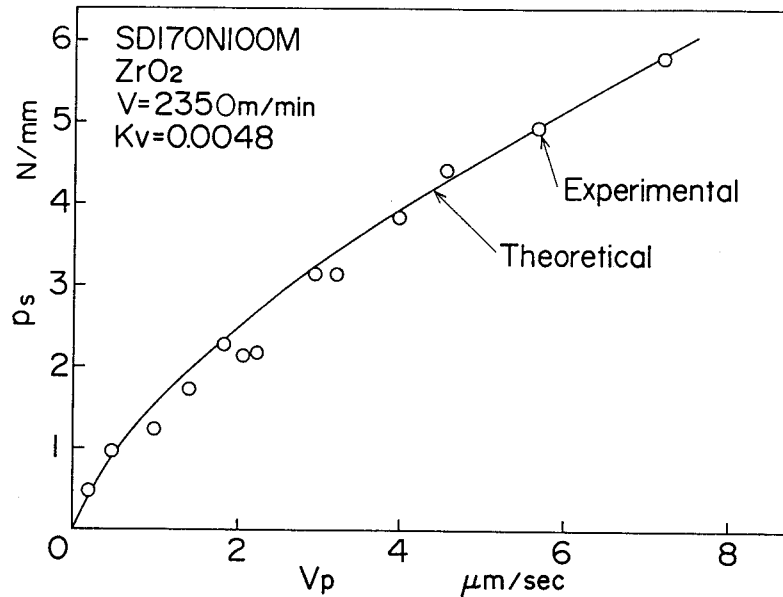


Fig. 6-17 Relationship between grinding force in steady state and plunge velocity

第5節 結 言

本章では、部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削現象を定量的に表現するために、金属材料の場合に確立された理論解析法を導入し、理論値と実験値とを比較することでその妥当性を検討した。得られた主な結論は以下のようなものである。

- (1) 部分安定化ジルコニアのプランジ研削過程には、金属材料の場合において確立された理論解析法の適用が妥当である。すなわち、理論解析法の導入によって研削におけるかつき現象を定量的に表現できる。
- (2) 独立した5つの研削特性値、すなわち寸法生成加速度、砥石摩耗速度、研削系剛性、接触剛性および切削剛性を実験的に求めることができれば、それらを用いて、研削抵抗、切残し量、寸法生成量などを理論的に決定することができる。

《 参 考 文 献 》

- 6-1) 中島利勝, 宇野義幸, 藤原貴典, 池尻篤則: 部分安定化ジルコニアの研削加工の研究, 精密工学会誌, **53**, 3 (1987) 449.
- 6-2) 中島利勝: プランジ研削過程の研究 (第1報) ——研削サイクルの解析, 精密機械, **41**, 11 (1975) 1066.
- 6-3) 奥田 博, 平井敏雄, 上垣外修己: 構造材料セラミックス, オーム社 (1987) 122.
- 6-4) 海野邦昭: CBN・ダイヤモンドホイールの使い方, 工業調査会 (1991) 90.
- 6-5) ダイヤモンド工具マニュアル, ダイヤモンド工業協会 (1979) 191.
- 6-6) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性 (第1報) ——かつぎ現象の解明, 精密機械, **38**, 7(1972) 580.
- 6-7) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性 (第4報) ——寸法生成過程に及ぼす研削条件の影響, 精密機械, **40**, 10 (1974) 886.
- 6-8) 中島利勝, 岡村健二郎, 木下輝一: 研削の過渡特性 (第3報) ——寸法生成過程, 精密機械, **40**, 3 (1974) 256.

第7章 ファインセラミックスの円筒プランジ研削機構と加工面特性

第1節 緒 言

ファインセラミックスは種々の優れた性質を有するため、新しい工業材料として様々な種類のものが開発され、構造材料としての利用が広く試みられ、その将来性が有望視されている。しかし、ファインセラミックスの優れた特性のゆえに、機械部品として実用するために不可欠な機械加工が困難な材料が多い。一般には、ファインセラミックスの高能率・高品質な加工法として、ダイヤモンド砥石による研削加工が行われ、それに関する研究も数多く報告されているが、材料特性の把握が不十分であることも加わって、ファインセラミックスの研削加工は試行錯誤的に行われているのが現状である。また、研削の際に必然的に生成され、部材としての強度、信頼性に大きな影響を及ぼす加工変質層についての検討はほとんど行われていない。

そこで本章では、まず窒化けい素とアルミナの組合せにより所期の機械的性質を調整しうる材料として注目され⁷⁻¹⁾、ファインセラミックスの中でも耐食性に優れるサイアロンを被削材として選定し、これをメタルボンドダイヤモンド砥石で円筒プランジ研削する場合の寸法生成過程ならびに表面生成機構を、窒化けい素、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの場合と比較、検討することで、実験的に解明した。続いて、メタルボンドダイヤモンド砥石で研削加工する場合に、加工面下に生成されるクラック層を含めた加工変質層を実験的に検討し、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの場合と比較、検討した。

第2節 実験方法および条件

2.1 各種ファインセラミックスの材料特性

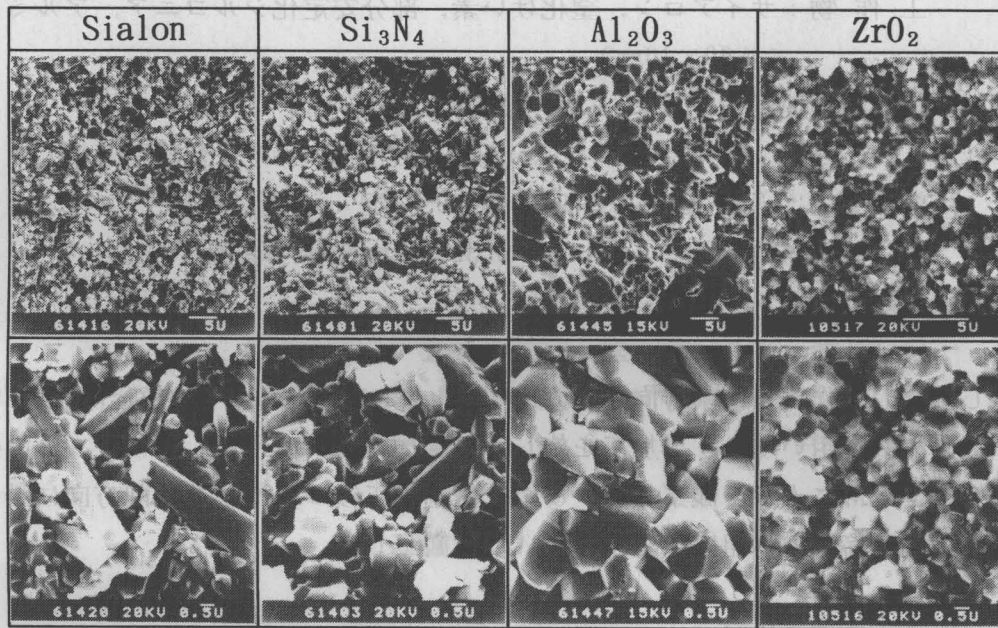
本章で被削材として用いたセラミックスは、サイアロン、窒化けい素、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの4種類である。そのうち、サイアロンは、第4章で用いたものと同一材料であり、部分安定化ジルコニアは第4章および第6章で用いたものと同じであるので、ここでは窒化けい素およびアルミナについて説明する。

窒化けい素は、その焼結方法によって材料特性が異なるが、本章では常圧焼結されたものを用いる。常圧焼結窒化けい素は、 Si_3N_4 の微粉末に焼結性を向上させるために MgO や Y_2O_3 - Al_2O_3 などの焼結助剤を少量混合して焼成したのち、 N_2 雰囲気中で $1750\sim 1850^\circ\text{C}$ の温度で焼結される。焼結体は緻密であり、強度も高く、かなりの高温まで強度が維持される。また、耐摩耗性、耐熱性、耐酸化性にも富む⁷⁻²⁾が、水の雰囲気下では水和反応が発生することが確認されている⁷⁻³⁾。

アルミナは、典型的な硬脆材料であり、ファインセラミックスの中でも最も早くから実用化された材料である。現在では材料の持つ多くの優れた性質のために、機械構造用材料に限らず電子部品材料から医科、歯科用材料まで幅広く利用されている。アルミナは、アルミナ微粉末を $1600\sim 1700^\circ\text{C}$ で焼結することにより製造され、高硬度、耐摩耗性、耐熱性、耐薬

Table7-1 Fine ceramics used in grinding test

Work materials	Hardness	Bending strength MPa	Fracture toughness K_{Ic} MN/m ^{3/2}	Specific gravity	Thermal conductivity W/(m·K)
Sialon	HV=2000	833	5.25	3.22	11.01
Si ₃ N ₄	HV=1500	588	4.25	3.10	15.49
Al ₂ O ₃	HV=1800	343	2.50	3.85	29.30
ZrO ₂	HV=1100	1177	7.25	6.05	1.67

Fig.7-1 SEM photographs of fractured surface of Sialon, Si₃N₄, Al₂O₃ and ZrO₂

品性などに優れるといった機械的性質を有する⁷⁻⁴⁾。本章では、純度99%グレードのものを用いた。

表7-1に被削材として用いた各種ファインセラミックスの機械的性質を示す。これらのセラミックスはいずれも常圧焼結体であるため、材料中に存在する気孔は少ない。また、いずれの材料の形状もφ60×10mmの円筒形である。

図7-1は、各種セラミックスの破断面のSEM写真である。図から、サイアロンは、粒径1μm程度の粒状晶であるα型サイアロンの構成粒子とアスペクト比の大きな長さ5μm程度の柱状晶であるβ型サイアロンの構成粒子が混在した緻密な組織であり、窒化けい素の破断面とはほぼ同様であることがわかる。部分安定化ジルコニアは、主に粒径約1μmの粒状晶から構成されるが、数粒子単位の大さの構成粒子も観察される。これは、ジルコニア材料の焼結段階において焼結助剤などの影響により、構成粒子が成長したためと考えられる。また、アルミナの構成粒子は主に粒径2μm程度の粒状晶であるが、ジルコニア同様数粒子単位の大さのものも数多く存在し、その大きさも不揃いである。これらの大型化した粒子は、アルミ

ナ焼結段階で成長したものと考えられる。

2.2 円筒プランジ研削実験

プランジ研削実験は、第6章で用いた一定の切れ刃生成を施したダイヤモンド砥石を用いて、第6章の場合と同様の方式で行い、砥石台移動量、寸法生成量（工作物半径減少量）、研削抵抗、砥石摩耗量、仕上面粗さを測定することによって円筒プランジ研削過程の実験的に解明した。本章における主な研削実験条件は以下のとおりである。

研削方式：円筒プランジ方式

研削砥石：メタルボンダダイヤモンド砥石

(SD170N100M, 1A1, $\phi 350 \times 10\text{mm}$)

工作物：サイアロン，窒化けい素，部分安定化ジルコニア，アルミナ
($\phi 60 \times 10\text{mm}$)

相対研削速度： $V = V_s + V_w = 2350, 2380\text{m/min}$

(ただし、 V_s ：砥石周速度， V_w ：工作物周速度)

速度比： $K_v = V_w / V_s = 0.0048, 0.0145$

設定砥石切込み量： $\Delta = 0.94 \sim 6.39 \mu\text{m/rev of W.P.}$

研削系剛性： $k_{sy} = 12.65\text{MN/m}$

研削液：ソリュブル型，80倍希釈液

研削加工した後，工作物を研削方向に垂直に切断し，その切断面に平均粒径3および $1 \mu\text{m}$ のダイヤモンドパウダを用いてラップ加工を施し，研削加工面下に残留したクラックの生成形態および規模をSEMによって観察した。また，研削加工後の工作物を研削方向に沿って破断し，研削加工面近傍の材料組織の変化についても観察した。

第3節 材料除去機構の検討

図7-2は，サイアロン，窒化けい素，アルミナおよび部分安定化ジルコニアをメタルボンダダイヤモンド砥石を用いて設定砥石切込み量 $\Delta = 2 \mu\text{m/rev}$ で円筒プランジ研削した場合の定常研削加工面のSEM写真である。いずれの図においても研削は上方に向かって行われている。図から，サイアロンの研削加工面は，主に砥粒切れ刃との干渉によって材料の塑性変形した表面の滑らかな部分が観察され，研削方向に沿って多数の研削条痕が存在することがわかる。また，滑らかな表面の上には，砥粒切れ刃との干渉によって構成粒子の塑性変形した部分および脆性破壊によって材料の構成粒子が表面に現れている部分も観察される。このことから，サイアロンの加工面は主に塑性変形によって生成されるが，部分的には脆性破壊によって生成される。また，窒化けい素の加工面はサイアロンの加工面に極めて類似しており，サイアロンの場合と同様に研削が進行していることが伺える。次に，部分安定化ジルコニアの研削加工面は，サイアロンと同様に主に材料の塑性変形によって生成されているが，塑性変形の程度がサイアロンの場合より大きく，非常に滑らかな面が生成されているが，個々の砥粒の通過によって生成された溝の両側に比較的大きい盛上がりも観察される。これは，部分安定化ジルコニアの方が高温強度が小さいため⁷⁻⁵⁾と考えられる。また，部分安定化ジルコニアの加工表面には，脆性破壊の痕跡も観察される。これらのことから，部分安定化ジ

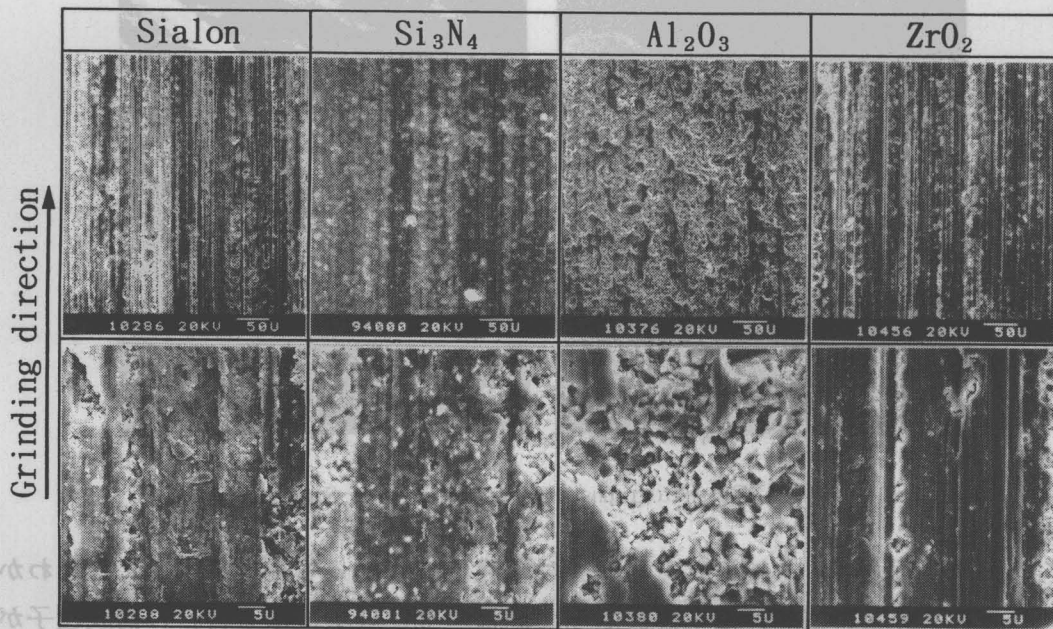


Fig. 7-2 SEM photographs of ground surface of Sialon, Si₃N₄, Al₂O₃ and ZrO₂

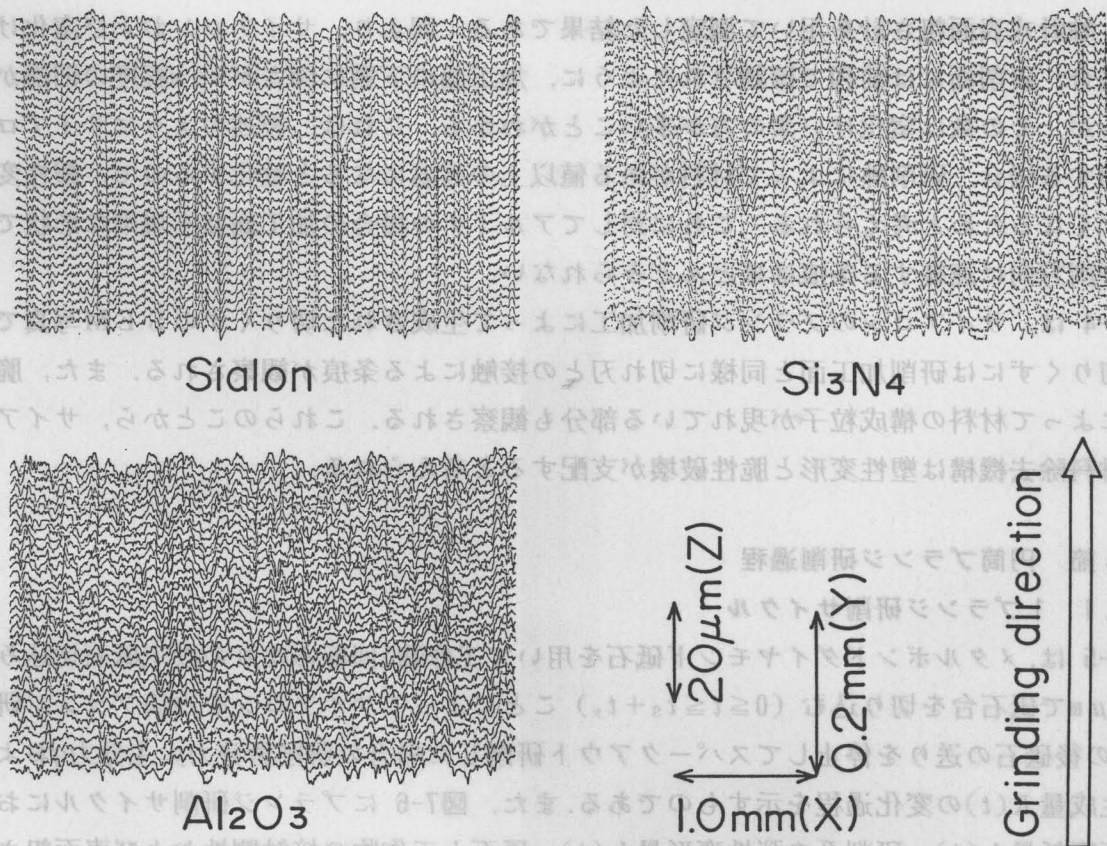


Fig. 7-3 Surface profiles of ground surface

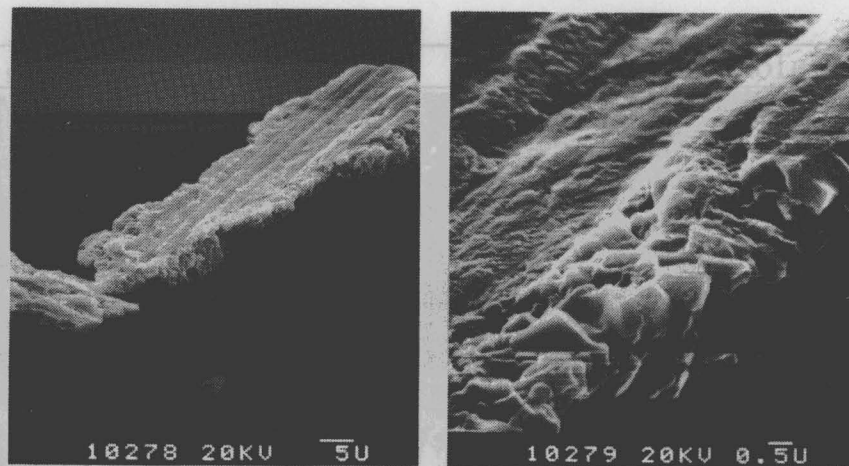


Fig.7-4 SEM photographs of grinding chip of Sialon

ルコニアの研削加工面は、サイアロン同様主に塑性変形によって生成されることがわかる。一方、アルミナの研削加工面には主に破断面と同様に脆性破壊による材料の構成粒子が観察され、主に脆性破壊によって加工面が生成されると考えられる。しかし、一部に滑らかな面や研削条痕も観察されることから、若干の塑性変形も生じていることがわかる。

図7-3は、サイアロン、窒化けい素およびアルミナの定常研削状態における工作物表面形状を、触針式表面粗さ計を用いて測定した結果である。図より、サイアロンおよび窒化けい素の場合、研削面には前図で確認されたように、加工面の下側に深さが $5\mu\text{m}$ 程度の凹部が存在するが、その数は窒化けい素の方が多ことがわかる。これは、後述のようにサイアロンを研削する場合、研削熱によって材料がある値以上の高温になると軟化するので、塑性変形しやすくなるためと考えられる。これに対してアルミナの場合の加工面は不規則な形状であり、研削方向に連続する条痕はほとんどみられない。

図7-4は、サイアロンのプランジ研削加工によって生成された切りくずのSEM写真である。切りくずには研削加工面と同様に切れ刃との接触による条痕が観察される。また、脆性破壊によって材料の構成粒子が現れている部分も観察される。これらのことから、サイアロンの材料除去機構は塑性変形と脆性破壊が支配すると考えられる。

第4節 円筒プランジ研削過程

4.1 1プランジ研削サイクル

図7-5は、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いて工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 $\Delta=3\mu\text{m}$ で砥石台を切り込む($0 \leq t \leq t_s + t_y$)ことによってサイアロンを円筒プランジ研削し、その後砥石の送りを停止してスパークアウト研削した場合の研削背分力 p 、主分力 q および寸法生成量 $R(t)$ の変化過程を示すものである。また、図7-6にプランジ研削サイクルにおける砥石摩耗量 $d_0(t)$ 、研削系の弾性変形量 $d_1(t)$ 、砥石と工作物の接触剛性および表面粗さに起因する切残し量 $dr(t)$ などの各種切残し量および寸法生成速度 $R(t)$ の変化過程を示す。図中の $d(t)$ は砥石台移動量で、これと寸法生成量 $R(t)$ との差が各種切残し量となる。また、破

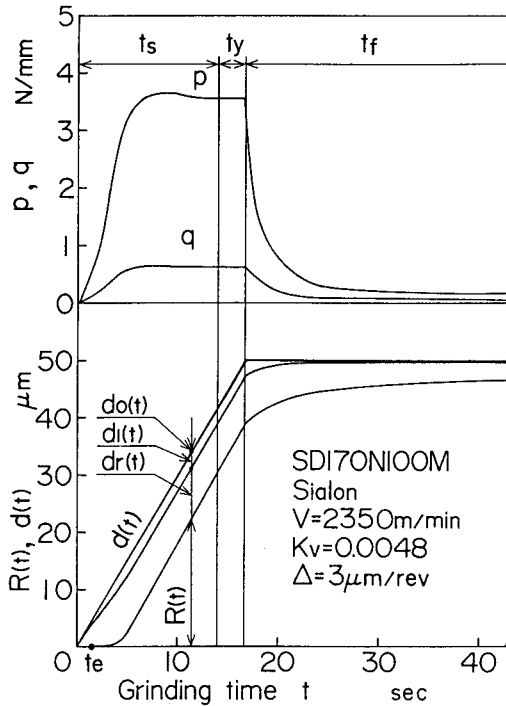


Fig. 7-5 Plunge grinding process in grinding Sialon

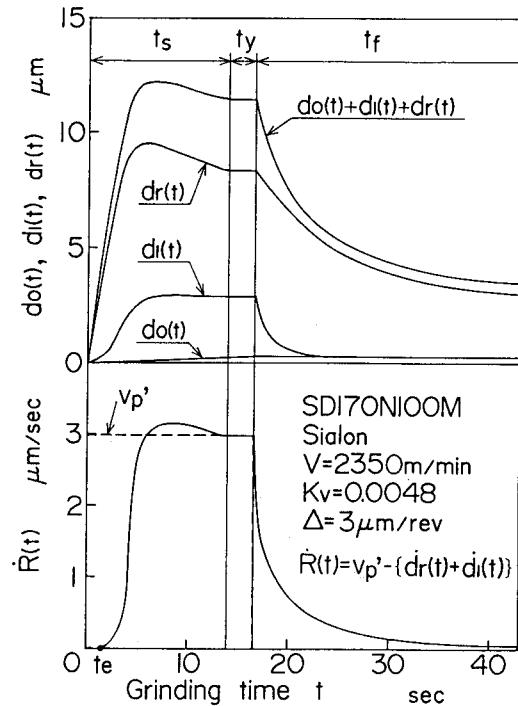


Fig. 7-6 Variations of some characteristic values with grinding time

線で示す v_p' はプランジ速度 v_p と砥石摩耗速度 $d_0(t)$ との差で与えられる有効プランジ速度である⁷⁻⁶⁾。さらに、図中の点 t_e は寸法生成開始点を示す。図より明らかなように、サイアロンの1プランジ研削サイクルには、金属材料の場合と同様に過渡、定常およびスパークアウトの3つの異なる研削状態が存在する⁷⁻⁷⁾。接触開始直後は、寸法生成速度 $R(t)$ が有効プランジ速度 v_p' に比べて小さいため、切残し量は研削の進行に伴う累積効果によって徐々に増加する。このとき寸法生成量および研削抵抗も徐々に増加する。サイアロンは表7-1に示すように熱伝導率が比較的低く、さらに常温における強度を比較的高温まで保持する材料である。このため研削点で生じる熱は研削点近傍に滞留し、その領域の工作物温度が上昇するのに伴い、材料の熱膨張量が増加すると同時に材料の強度が徐々に低下する。このとき切残し量 $dr(t)$ に対して、累積効果および熱膨張量は増加要因として作用し、材料強度の低下は減少要因として作用するために、これらの組合せによって切残し量の増減が決定されると考えられる。サイアロンを工作物とする場合は、接触面内の温度上昇による熱膨張が先行して見かけ上の切込み量が一時的に増加した後に材料強度の低下による影響が徐々に大きくなるので、切残し量およびそれに対応する研削抵抗はそれぞれ図7-6および図7-5に示すように一度オーバシュートした後に減少すると考えられる。一方、寸法生成速度 $R(t)$ は有効プランジ速度 v_p' から切残し量の変化割合 $\{dr(t) + d_i(t)\}$ を引いた値として与えられるので、図7-6に示すような変化を示す。研削熱の発生量が一定になり、接触面内の温度が一定になると切残し量が一定になるので、研削抵抗も一定になり定常状態になる。本章のようにサイアロンを研削する場合、上述のように研削抵抗は過渡状態でオーバシュートする。しかしこのようなオーバシュート現象は砥石切込み量が小さい場合および同様の条件で窒化けい素ならびにアルミ

ナを研削する場合には確認されなかった。また、サイアロンでは前述のように材料が局部的に高温になるために軟化して材料強度が低下するので、窒化けい素に比べて塑性変形の程度が多くなるものと推測される。

4.2 研削現象値の変化過程

図7-7 は、サイアロン、窒化けい素およびアルミナを設定砥石切込み量 $\Delta = 3\mu\text{m}$ で研削した場合の研削背分力 p の変化過程を示すものである。また、図7-8 に切残し量 dr の変化過程を

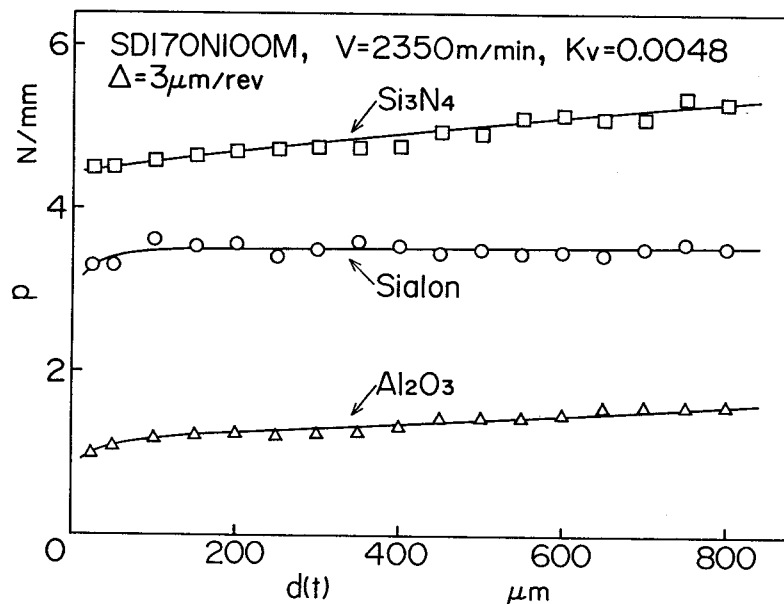


Fig. 7-7 Variations of normal grinding force with wheel head infeed

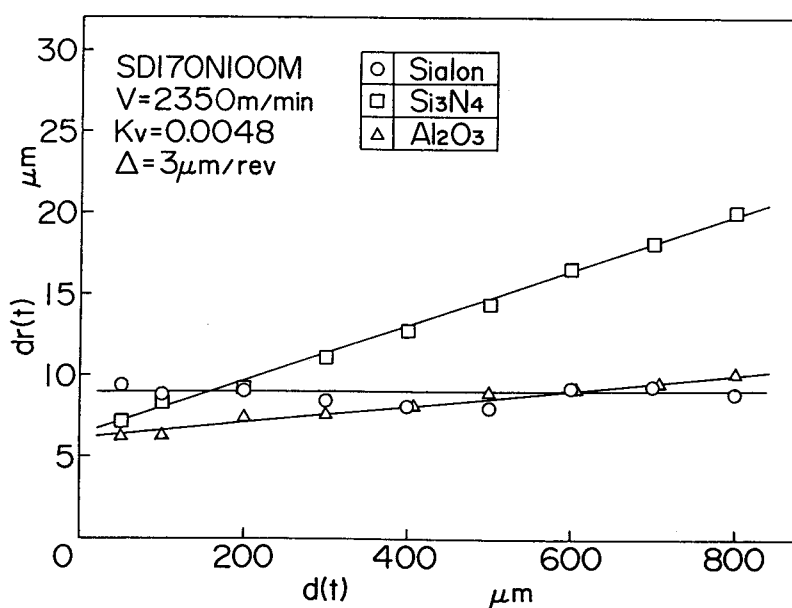


Fig. 7-8 Variations of residual stock with wheel head infeed

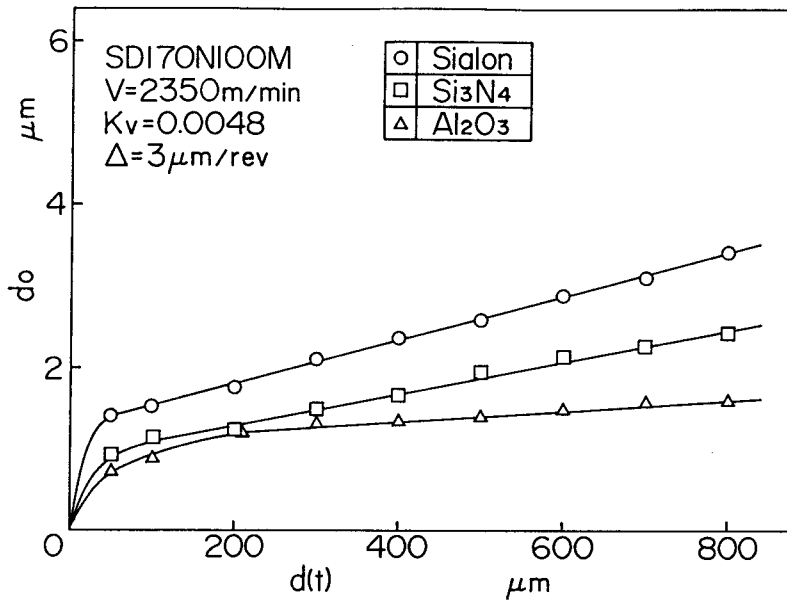


Fig.7-9 Variations of wheel wear with wheel head infeed

示す. 図のように, 背分力は窒化けい素が最も大きく, サイアロン, アルミナの順に小さい. また, いずれの場合も研削の進行とともに背分力はゆるやかに増加しておりその増加率は窒化けい素, アルミナ, サイアロンの順に小さくなっている. 一方, 切残し量 dr は, サイアロンの場合は研削の進行に対してほぼ一定であるが, アルミナの場合は徐々に増加しており, 窒化けい素は最も大きく増加している. 背分力の大きさに着目すると, サイアロンの背分力が窒化けい素よりも小さいのは, 研削熱によって材料が軟化して材料強度が低下するためと考えられる. また, 窒化けい素は高温強度が大きいために背分力も大きく, アルミナは主に脆性破壊によって加工が進行するために小さいと考えられる. 背分力の増加率についてみると, 背分力を支配する切残し量が図7-8に示すように変化しており, 1個の切れ刃に作用する力および同時作用切れ刃数が増加するため, 背分力は図7-7のように研削の進行とともに徐々に増加する.

図7-9に砥石摩耗量 d_0 の変化過程を示す. 図から明らかなように, いずれの場合にもドレッシング直後に砥石摩耗量が急増する初期摩耗領域が存在し, その後ほぼ直線的に増加する定常摩耗領域に移行している. またその大きさはサイアロンが最も大きく, 窒化けい素, アルミナの順に小さくなっている. 定常摩耗領域における砥石摩耗量の増加割合は, サイアロンおよび窒化けい素は同程度であるが, アルミナは脆性破壊が主であるので砥粒1個に加わる力が小さく, 砥石摩耗量も小さいと考えられる.

図7-10に研削比 G の変化過程を示す. 図から明らかなように, いずれの材料の場合にも研削の進行とともに研削比 G は増加し, その大きさはアルミナが最も大きく, 窒化けい素, サイアロンの順に小さくなっている. 特に, アルミナの研削比の変化は, サイアロンならびに窒化けい素の場合に比べて急激な増加の傾向を示している. これは, アルミナが主に材料の脆性破壊によって除去されるため, 他の材料に比べて砥石摩耗量および切残し量が小さいことに起因するものと考えられる.

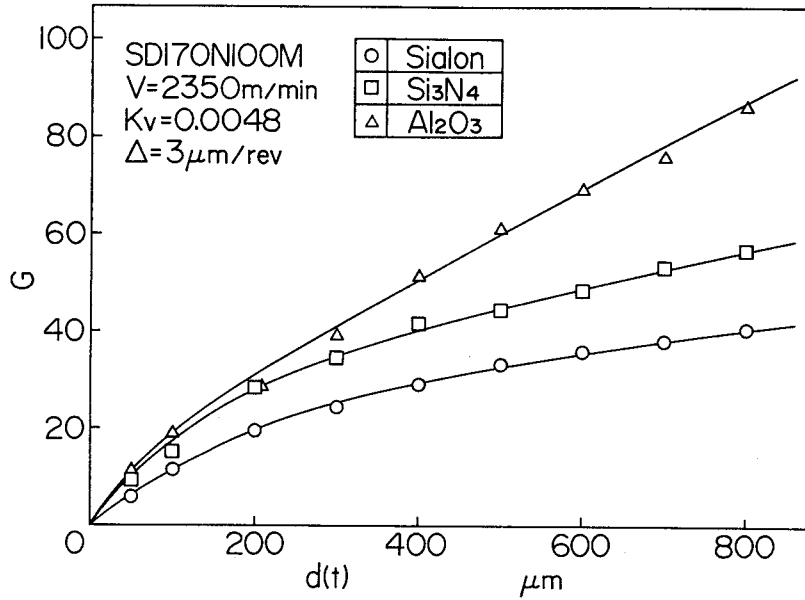


Fig. 7-10 Variations of grinding ratio with wheel head infeed

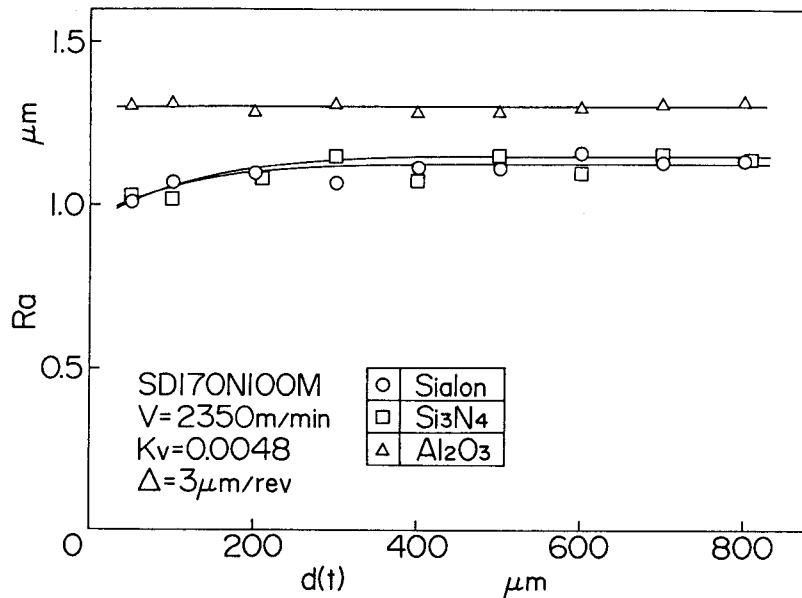


Fig. 7-11 Variations of surface roughness with wheel head infeed

図7-11は、定常研削状態の研削直角方向の工作物表面粗さRaの変化過程を示す。表面粗さはいずれの材料の場合も研削の進行に対してほぼ一定である。また、その大きさはサイアロンおよび窒化けい素ではほぼ同様であるが、アルミナの場合にはかなり大きいことがわかる。これは、前述のようにサイアロンや窒化けい素ではほぼ同様の材料除去が行われているのに対して、アルミナの表面は主に脆性破壊により加工が進行するので加工面に残留する凹凸が大きいと考えられる。

4.3 ダイヤモンド砥粒切れ刃の摩耗過程

図7-12は、サイアロンを研削した場合のダイヤモンド砥石作用面上の特定の砥粒切れ刃の摩耗状態を、研削時間を追って順次観察したものである。(1), (2), (3), (4)の順に研削が進行しており、(1'), (4')はそれぞれ(1), (4)の砥粒先端の拡大写真である。(1)はGC砥石によるドレッシング後、(2)は砥石台移動量 $d(t)=100\mu\text{m}$ まで研削後、(3)は $400\mu\text{m}$ まで、(4)は $800\mu\text{m}$ まで研削した後の摩耗状態である。ドレッシング後の砥粒先端部には切れ刃生成時に生じた微小なチップングが確認されるが、大きな損傷は生じていない。しかし、研削の進行に伴って微小な破砕面からなる砥粒逃げ面は摩耗してしだいに平滑になると同時に、研削方向に沿った摩耗痕が形成されている。研削方向に沿った帯状の摩耗痕が形成されるのは、加工面創成に参与する先行切れ刃のため、切れ刃の切込み深さが幅方向に異なるためと考えられる。また、図よりこの摩耗痕の表面は極めて滑らかであることがわかる。このことから、メタルボンドダイヤモンド砥石でサイアロンを研削する場合には、前述のようにサイアロンの低い熱伝導率のために研削点の温度が上昇し、ダイヤモンド砥粒のすりへり摩耗が促進されるものと考えられる。

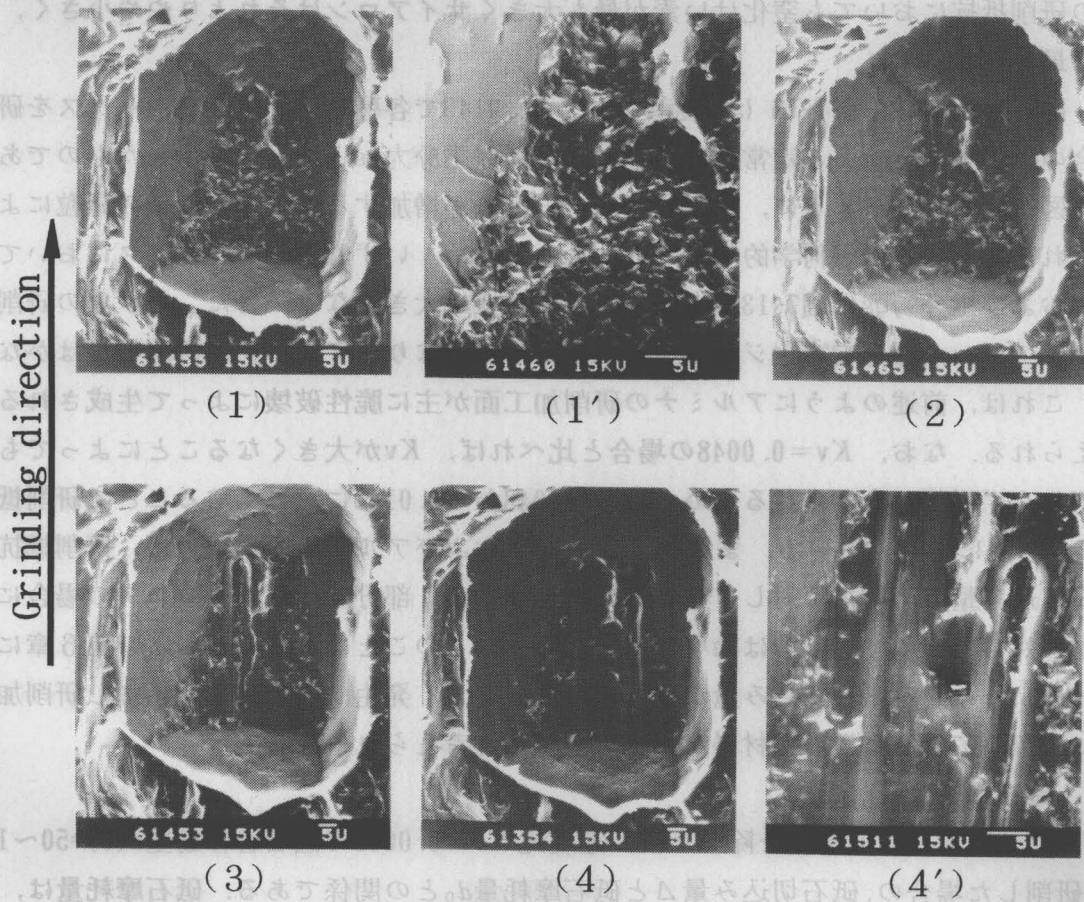


Fig. 7-12 SEM photographs of a diamond cutting edge on acting wheel surface

第5節 設定砥石切込み量の影響

ここでは、サイアロンをメタルボンドダイヤモンド砥石を用いて研削加工する場合に、研削結果に及ぼす研削加工条件の影響を検討する。一定の切れ刃生成を施した砥石を用いて研削する場合、切れ刃と工作物との幾何学的形状は速度比 K_v および工作物1回転当たりの設定砥石切込み量 Δ によって決定される。そこで相対研削速度 $V(=V_s+V_w)$ を一定にしたうえで、速度比 K_v を固定して砥石切込み量 Δ のみを変化させてサイアロンを研削した場合の研削結果に及ぼす影響を、窒化けい素およびアルミナの場合と比較検討した。さらに、それより速度比 K_v を大きくして研削した場合の研削結果に及ぼす影響を、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの場合と比較検討した。

5.1 研削抵抗

図7-13 および 図7-14 は、それぞれ速度比 $K_v=0.0048$ で研削した場合の砥石切込み量 Δ と定常研削状態における研削背分力 p_s および主分力 q_s との関係を示したものである。図からわかるように、いずれの場合にも砥石切込み量が大きくなると背分力および主分力はいずれも増大する。これは、速度比 K_v が一定であれば、砥石切込み量 Δ が大きいほど幾何学的切りくず形状が大型化して、砥粒1個に加わる力が大きくなるためである。また、その大きさは、いずれの研削抵抗においても窒化けい素が最も大きくサイアロンはそれよりやや小さく、アルミナは最も小さい。

また、図7-15 および 図7-16 は、速度比 $K_v=0.0145$ で各種ファインセラミックスを研削する場合の砥石切込み量 Δ と定常研削背分力 p_s および主分力 q_s との関係を示したものである。これらの図から明らかなように、設定砥石切込み量 Δ が増加するに従って個々の砥粒によって生成される切りくずの幾何学的形状が大きくなるため、いずれのセラミックスにおいても背分力 p_s および主分力 q_s は図7-13 および 図7-14 と同様に大きくなる。また、いずれの研削抵抗も、サイアロン、部分安定化ジルコニアの順に小さくなり、アルミナの研削抵抗はかなり小さい。これは、前述のようにアルミナの研削加工面が主に脆性破壊によって生成されるためと考えられる。なお、 $K_v=0.0048$ の場合と比べれば、 K_v が大きくなることによっても幾何学的切りくず形状が大きくなるため、 K_v が0.0048から0.0145に大きくなることで研削抵抗はおおよそ1.6倍に増大している。また、サイアロンおよびアルミナの場合には、研削抵抗が設定砥石切込み量 Δ の増加に対して直線的に増加するが、部分安定化ジルコニアの場合には Δ の増加に対してその増加割合は徐々に小さくなる。このことは、第4章および第6章において述べたように設定砥石切込み量が増加するに従って、発生する研削熱が増加し研削加工面近傍に滞留することによって材料が軟化するためと考えられる。

5.2 砥石摩耗量

図7-17 は、砥石の初期摩耗を除いた後、速度比 $K_v=0.0048$ で砥石台移動量 $d(t)=50\sim 100\ \mu\text{m}$ まで研削した場合の、砥石切込み量 Δ と砥石摩耗量 d_0 との関係である。砥石摩耗量は、いずれの場合にも砥石切込み量が増加するにつれてほぼ直線的に増加している。その大きさおよび増加割合は、サイアロンおよび窒化けい素ではほぼ同程度であるが、アルミナではこれらよりかなり小さい。このことから、主に材料の塑性変形によって加工が進行するサイアロンおよび窒化けい素の場合には、切込み量の増加とともに図7-12に示したような切れ刃のす

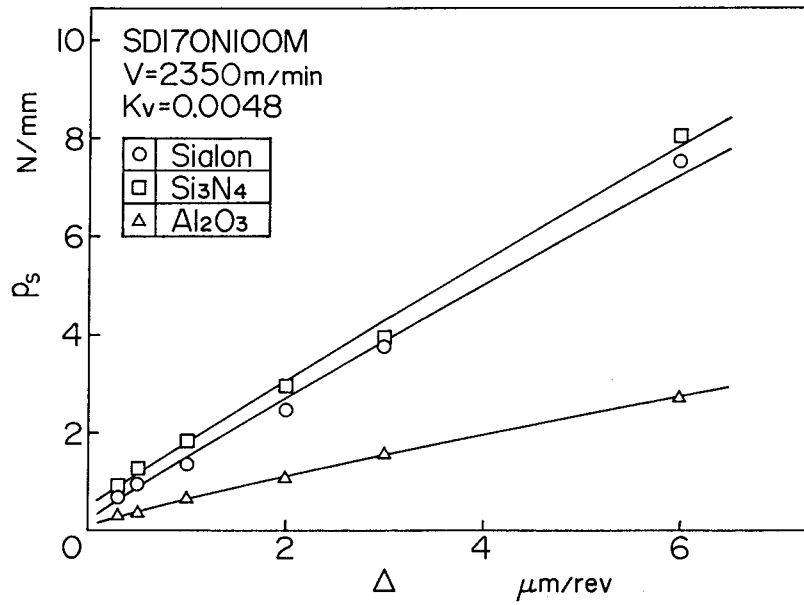


Fig.7-13 Relationships between normal grinding force and setting depth of cut

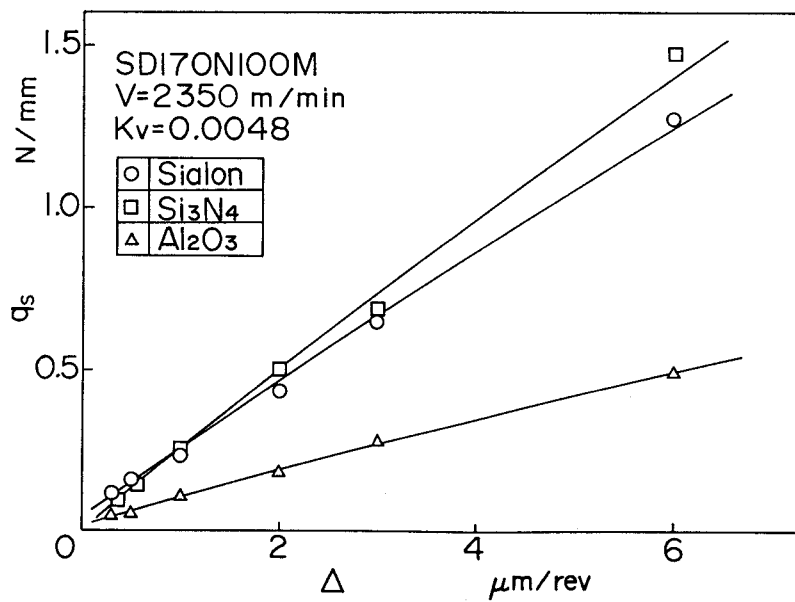


Fig.7-14 Relationships between tangential grinding force and setting depth of cut

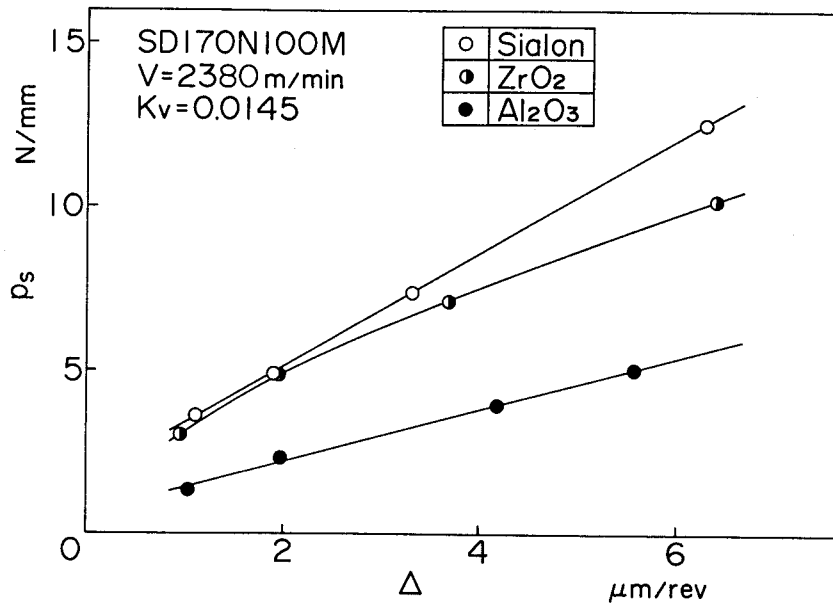


Fig. 7-15 Relationships between normal grinding force and setting depth of cut

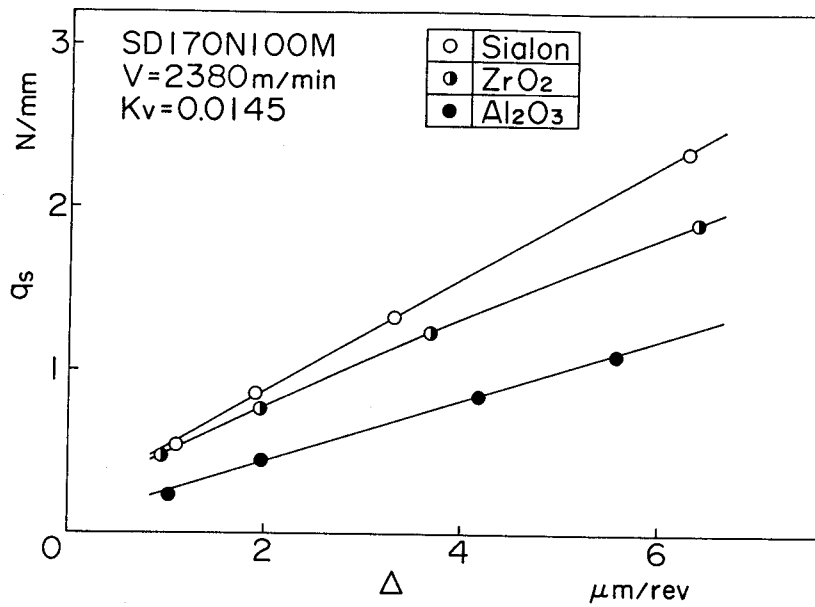


Fig. 7-16 Relationships between tangential grinding force and setting depth of cut

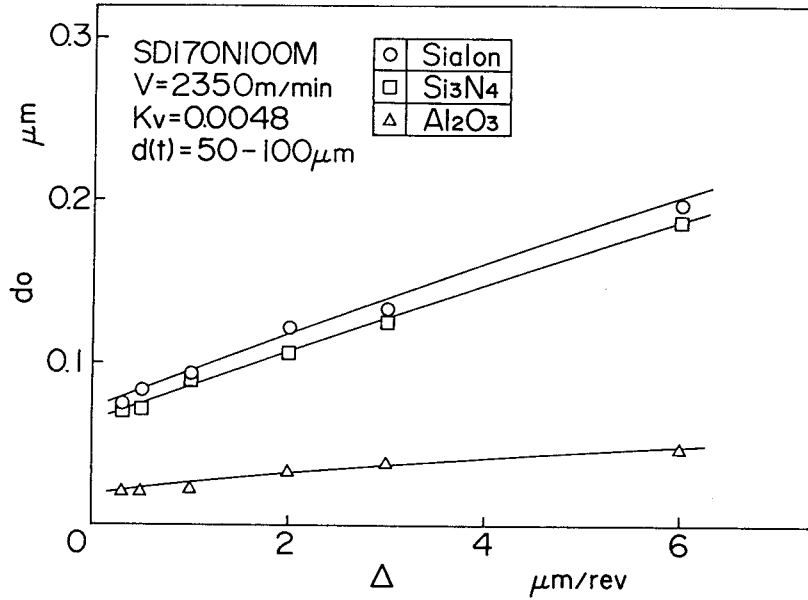


Fig. 7-17 Relationships between wheel wear and setting depth of cut

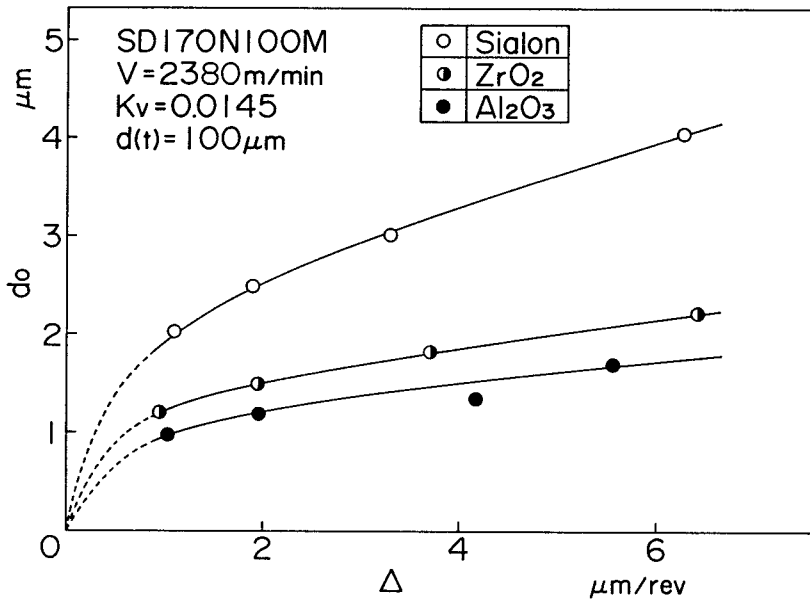


Fig. 7-18 Relationships between wheel wear and setting depth of cut

りへり摩耗が促進されると考えられる。

図7-18 は、速度比 $K_v=0.0145$ で各種セラミックスをダイヤモンド砥石のドレッシング直後から $100\mu\text{m}$ 研削した場合の設定砥石切込み量 Δ と砥石摩耗量 d_0 との関係を示したものである。図から、砥石摩耗量 d_0 はサイアロン、部分安定化ジルコニア、アルミナの順に小さく、いずれの場合にも設定砥石切込み量 Δ が増加するに従って増加することがわかる。アルミナの場合の砥石摩耗量が小さいのは、前述のように発生する研削抵抗が小さいためと考えられ

る。また、部分安定化ジルコニアの場合には、研削抵抗がサイアロンに比較的近いが、砥石摩耗量はサイアロンの場合よりかなり小さい。これは、部分安定化ジルコニアの熱伝導率が小さく、研削熱が研削点近傍に滞留することにより材料が軟化し、砥粒に作用する力が小さくなるためと考えられる。以上のように、砥石摩耗量は研削抵抗の変化形態にほぼ対応している。すなわち、砥石摩耗量は、砥粒先端部に加わる力に大きく影響される。

5.3 表面粗さ

図7-19に速度比 $K_v=0.0048$ で研削した場合の定常研削状態における表面粗さ (R_a)s に及ぼす設定砥石切込み量 Δ の影響を示す。いずれの材料の場合にも表面粗さは砥石切込み量が増加するに従って徐々に大きくなるが、およそ砥石切込み量 $\Delta=2\mu\text{m}$ 以上ではほぼ一定になり、砥石切込み量の影響をほとんど受けていない。サイアロンおよび窒化けい素の場合は、主に塑性変形によって表面が生成されるので、一般的には切込み量の増加に連れて表面粗さも増加するが、この場合には前述のように、砥粒先端部がすりへり摩耗して平坦化する影響が徐々に大きくなるので、図のような変化が生じる考えられる。またアルミナの場合は、主に脆性破壊により加工が進行するため、砥石切込み量が小さいと結晶粒内で破壊が生じるが、切込み量が増加すると加工単位が大きくなり、粒界で破壊が生じるためと考えられる。さらに、その大きさは研削抵抗とは逆にアルミナが最も大きく、サイアロンと窒化けい素はほぼ同程度である。

図7-20は、速度比 $K_v=0.0145$ で研削した場合の設定砥石切込み量 Δ による定常研削加工面の粗さ (R_{max})s への影響を示したものである。図より明らかなように、サイアロンおよび部分安定化ジルコニアの場合は、 Δ が増加するにしたがって表面粗さ (R_{max})s は増加し、部分安定化ジルコニアの方が大きくなっている。これは、部分安定化ジルコニアの研削加工面

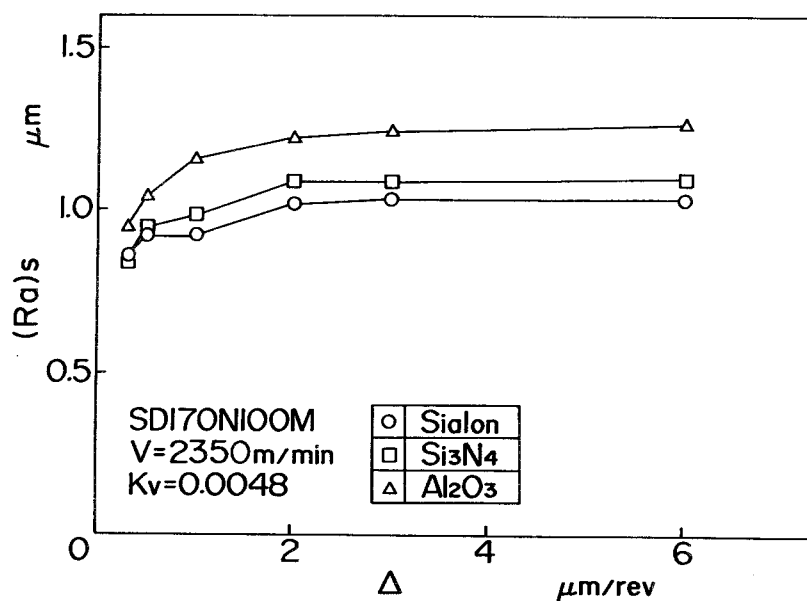


Fig. 7-19 Relationships between surface roughness and setting depth of cut

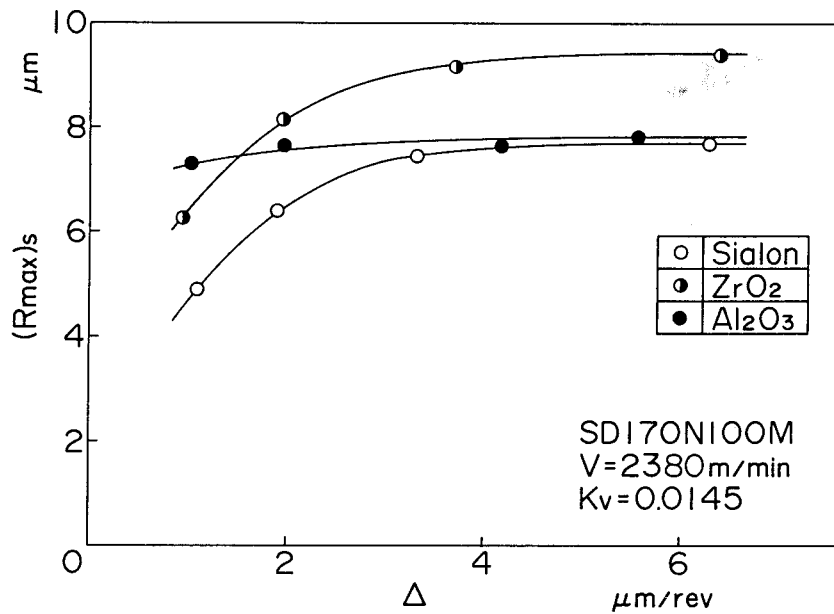


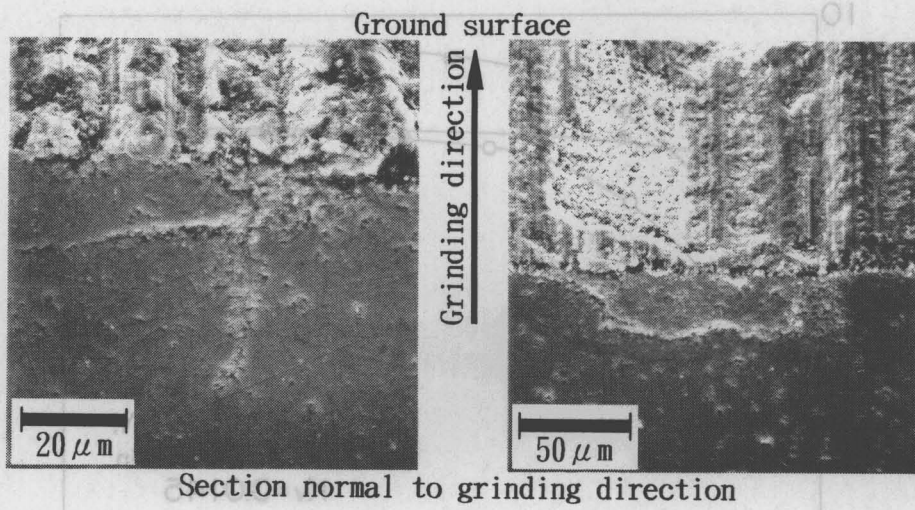
Fig. 7-20 Relationships between surface roughness and setting depth of cut

はサイアロンに比べて塑性流動の程度が大きく、砥粒切れ刃の干渉の際に生成される材料の盛上がりが大きくなるためと考えられる。一方、アルミナの場合は、設定砥石切込み量 Δ に対してほぼ一定となる。これは、特に $K_v=0.0145$ の場合は $K_v=0.0048$ の場合に比べて砥粒切れ刃の切込み角が大きくなるために、小さい砥石切込み量でもその材料除去が主に数粒子単位の脆性破壊によって行われるためと考えられる。

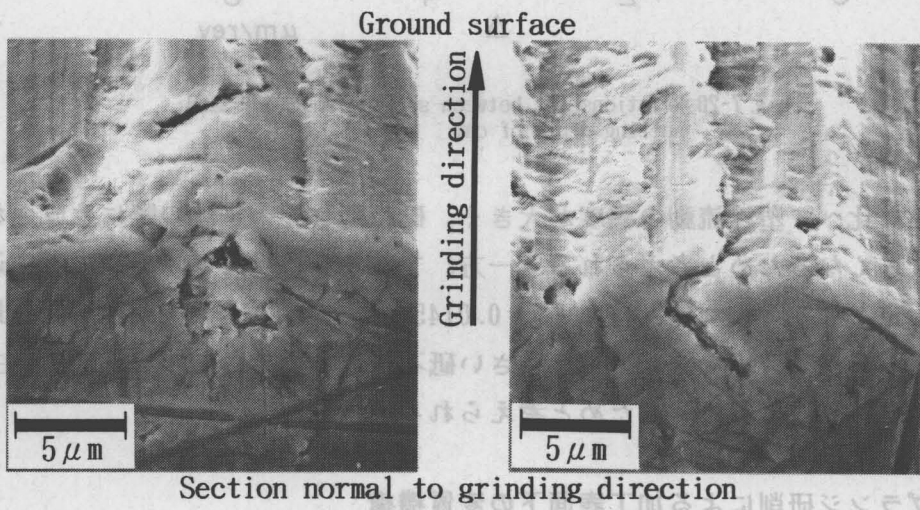
第6節 プランジ研削による加工表面下の変質機構

6.1 研削加工面下に残留するクラックの生成形態

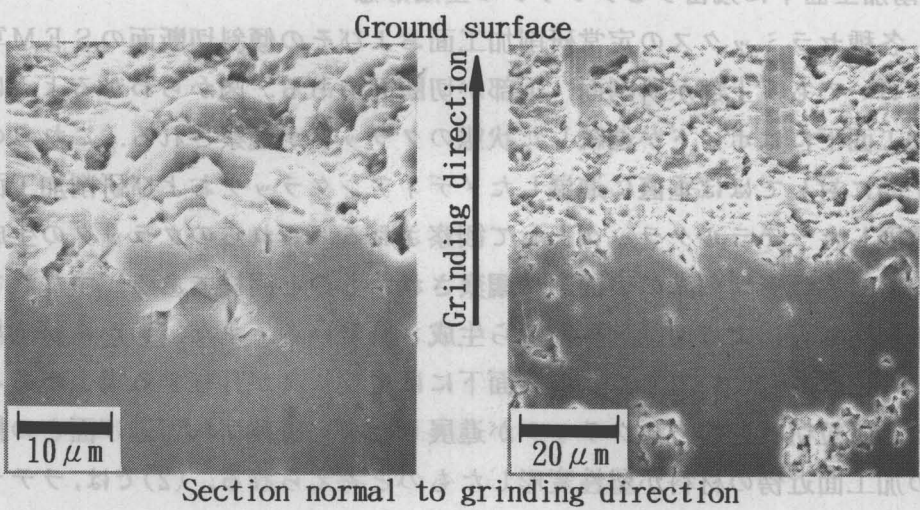
図7-21は、各種セラミックスの定常研削加工面およびその傾斜切断面のSEM写真である。いずれの図においても、上部が研削面、下部が切断面である。図からわかるように、サイアロンの研削加工面下にはボイドが連続した状態のクラックが観察される。これらのクラックは、研削加工面に対してほぼ垂直に進展したメディアクラックおよび研削加工面に対してほぼ平行に進展したラテラルクラックとして観察される。これらのクラックの生成形態は、第4章で説明した円弧形切削溝の表面下に観察されたものと同様である。すなわち、クラックは1個の砥粒切れ刃による切削溝表面から生成されている。また、(1)から研削加工面は塑性流動によって生成されていても、その表面下にはクラックが存在する可能性があることがわかる。これは、砥粒切れ刃前方にクラックが進展した後、砥粒切れ刃逃げ面との接触によってクラックの加工面近傍の材料が塑性変形したものと考えられる。(2)では、ラテラルクラックが研削方向に進展し、その先端が研削面に到達する部分には表面で大規模なチップングが発生していることがわかる。また、部分安定化ジルコニアの研削加工面下には、サイアロンと同様な形態のクラックが観察されるが、その規模はサイアロンに比べてかなり小さい。こ



(a) Sialon



(b) ZrO_2



(c) Al_2O_3

Fig. 7-21 SEM photographs of remained cracks under ground surface

これは、クラックの成長段階でその先端近傍の結晶構造がマルテンサイト変態することによってクラックの成長を抑制する⁷⁻⁸⁾部分安定化ジルコニアの材料特性に起因すると考えられる。一方、アルミナの切断面はサイアロンおよびジルコニアの切断面とは異なり、ボイドが比較的多く存在する。これは、ラップ加工においてもある程度脆性破壊によって材料が除去されるためと考えられる。そのために、研削加工面下に生成されたクラックは、その特定がやや困難であるが、ジルコニア同様にその規模は比較的小さい。これは、アルミナの研削機構が主に脆性破壊によるため、クラックの破面の大部分が研削加工面に現れるためと考えられる。

6.2 残留クラックに及ぼす研削加工条件の影響

次に、サイアロンの研削加工面下に生成・残留するクラックについて、砥石切込み量が及ぼす影響について検討する。

図7-22は、設定砥石切込み深さ Δ を変化させて円筒プランジ研削した場合の定常研削加工面下に残留するクラックの最大進展深さ(L_c) μm の変化を示したものである。図より明らかなように、クラックの最大進展深さは設定砥石切込み深さ Δ の増加とともに増加するが、その増加割合は徐々に小さくなっている。このことは、 Δ の増大に伴う研削抵抗の増加に従って砥粒切れ刃先端に作用するエネルギーが増大し、材料内に進展するクラックの規模も大きくなるが、クラックの長さが増加するに従って、クラック先端近傍におけるポテンシャルエネルギーの解放率が低下する⁷⁻⁹⁾ことに起因するものと推察される。ここで、単粒研削実験の場合との定量的な対応について検討する。連続切れ刃間隔を20mmとして幾何学的切りくず形状を計算すると⁷⁻¹⁰⁾、設定砥石切込み深さ $\Delta=5\mu\text{m}/\text{rev}$ で最大切りくず厚さは $4.1\mu\text{m}$ となり、円筒プランジ研削実験の結果と第4章で示した単粒研削実験の結果は定量的にもほぼ対応していると考えられる。

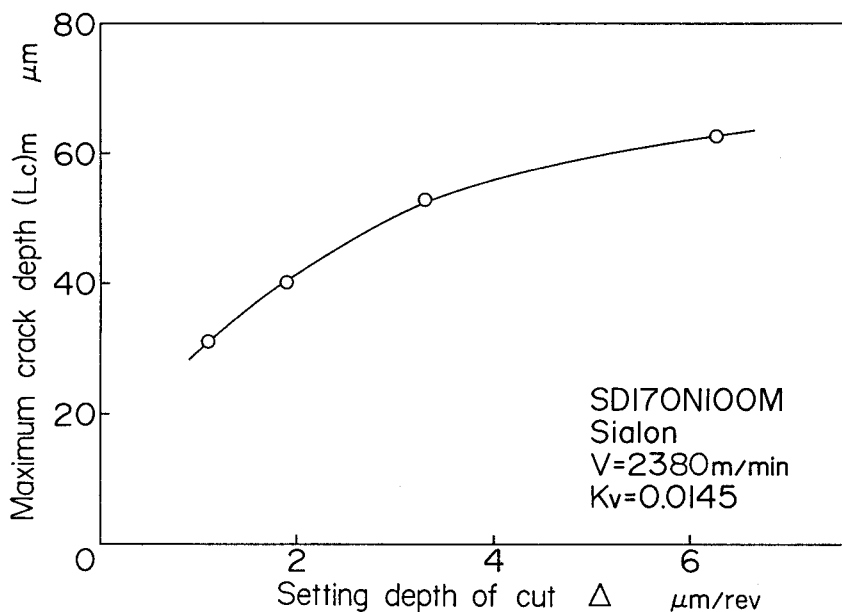


Fig. 7-22 Relationship between maximum crack depth and setting depth of cut in grinding Sialon

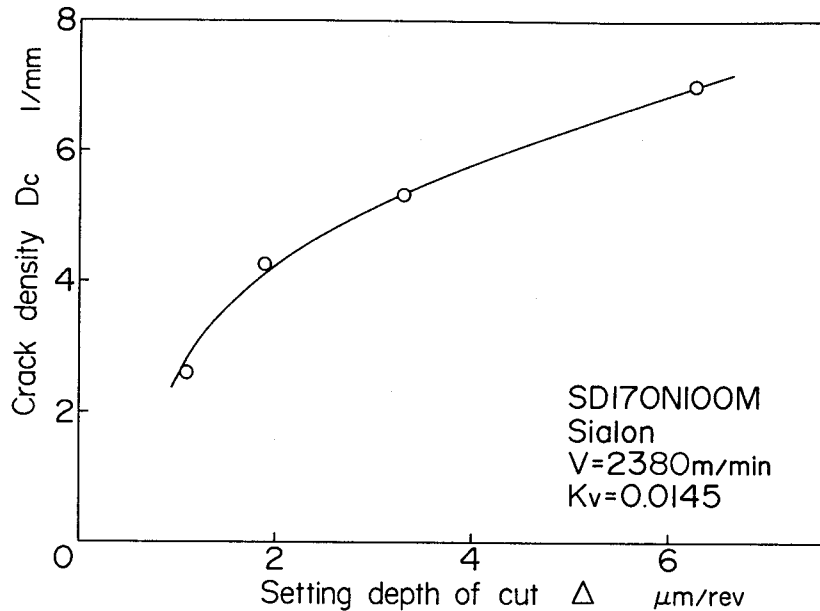


Fig. 7-23 Relationship between crack density and setting depth of cut in grinding Sialon

図7-23 に単位研削幅あたりのクラックの残留数すなわちクラック密度 D_c に及ぼされる設定砥石切込み深さ Δ の影響を示す。ただし、ここでは進展深さ $10\mu\text{m}$ 以上で明確にクラックと認められるものを対象とした。図より、設定切込み深さ Δ が増加するに従って、研削加工面下に残留するクラックの密度は増加し、その増加割合は徐々に減少することがわかる。このことは、 Δ が大きくなると個々の砥粒切れ刃の最大干渉深さが増加し、クラックの規模が大きくなることに加えて、同時作用切れ刃数が増加し⁷⁻¹¹⁾ 切れ刃と工作物との干渉頻度が多くなるためと考えられる。

6.3 研削加工面近傍の材料組織の変化

研削加工は個々の微小な砥粒が工作物と干渉して切りくずを生成しながら進行するものであるから、砥粒切れ刃と工作物の接触点は高温・高圧の状態にさらされる。その結果、金属の研削加工面には内部素地とは異なった加工変質層が生成される⁷⁻¹²⁾。したがって、ファイレンセラミックスをダイヤモンド砥石で研削加工した場合にも、何らかの加工変質層が生成される可能性が十分考えられる。

図7-24 は、研削方向に沿って破断した各種セラミックスの研削加工面近傍の材料組織をSEMによって観察したものである。図からわかるように、サイアロンの研削加工面下の材料組織は母材の組織とは明らかに異なっている。すなわち、研削加工面直下には材料の構成粒子の粒界が識別できない非晶質状の部分が $0.2\sim 0.3\mu\text{m}$ の厚さで存在する。さらにその下には、粒界は確認できるが、構成粒子が押しつぶされたように変形し、母材層ほど粒界が明確ではない厚さ $1\mu\text{m}$ 程度の変質層が観察される。次に、部分安定化ジルコニアの場合には、サイアロンの場合と同様に研削加工面下の構成粒子が変形し、母材層とは明らかに異なっている。しかし、研削加工面近傍まで結晶粒界が確認でき、サイアロンの場合のような非晶質

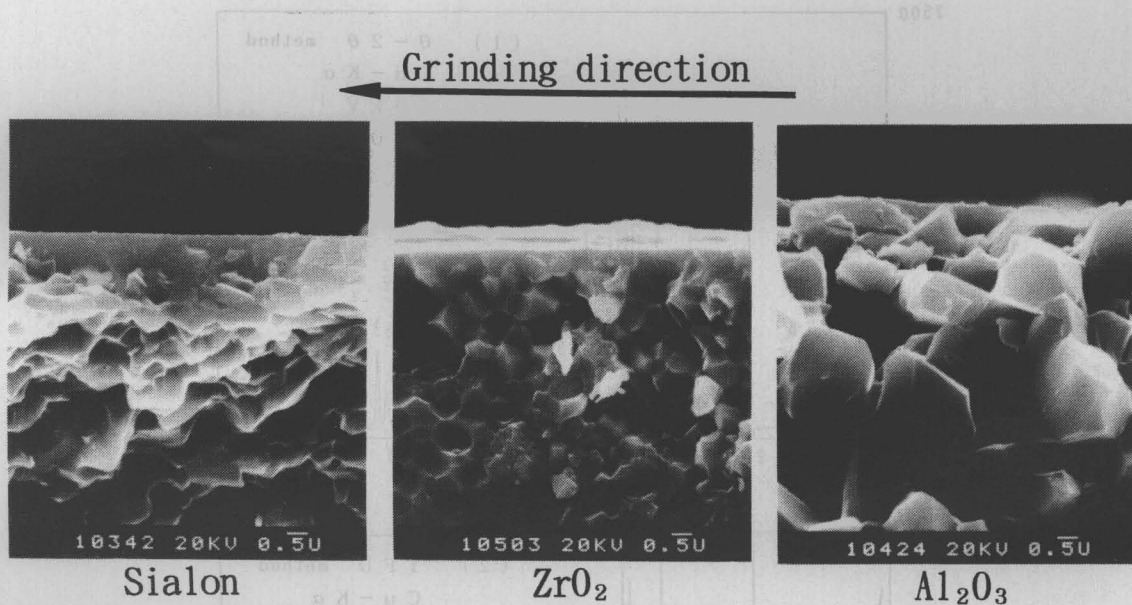


Fig. 7-24 SEM photographs of fractured surface parallel to grinding direction

状の部分は規模が極めて小さいと思われる。このようなサイアロンおよびジルコニアの研削加工面下に存在する変質層は、研削加工に伴う研削熱の発生および砥粒切れ刃が材料に与える圧力などのために生成されと考えられる。一方、アルミナの研削加工面下には、構成粒子の変形も若干確認されるが、主に研削加工面まで母材層と同様な構成粒子が観察される。したがって、アルミナの場合は構成粒子への影響は研削加工面近傍までほれほど影響が及ばない。これは、前述のようにアルミナの研削機構が主に脆性破壊に支配されるためと考えられる。

以上から、研削による材料組織の変化が最も明瞭に認められたサイアロンについて、その変質層の定性的解析のために、薄膜X線回折(TFD)を試みた。TFDは平行ビームの低角入射方式によって、薄膜(100Å~)のX線回折が行えるようにしたものである。

図7-25は、サイアロンの円筒プランジ研削面の同一場所を2種類のX線回折で調べた結果を示すもので、(1)は通常光学系で(2)は薄膜の光学系(TFD)で行った場合である。普通の光学系では表面下数十μmの情報を含んでいるので、前図のSEM写真から見て内部素地の部分の回折結果と見なすことができ(1)のように各回折のピークが明瞭に現れており、結晶性の乱れはない。これに対して、薄膜の光学系(TFD)によるX線回折は、極表面の情報(この場合、入射角の関係では数μm程度)を含んでおり、(2)図のように(1)図の場合とは異なり、ピークのカテゴリーが不明瞭(特に高角度側)となっており、結晶性に乱れが生じていることが推察される(ただし、この場合は円筒表面を調べているので、局率の関係上入射角は0.5°となっており加工変質層だけではなく内部の素地の情報も含んでいるために、ピーク位置は(1)図と(2)図では殆ど同じとなっている)。これらのことから判断して、サイアロンの研削加工面には極薄い非晶質層が生成されている可能性があると考えられる。

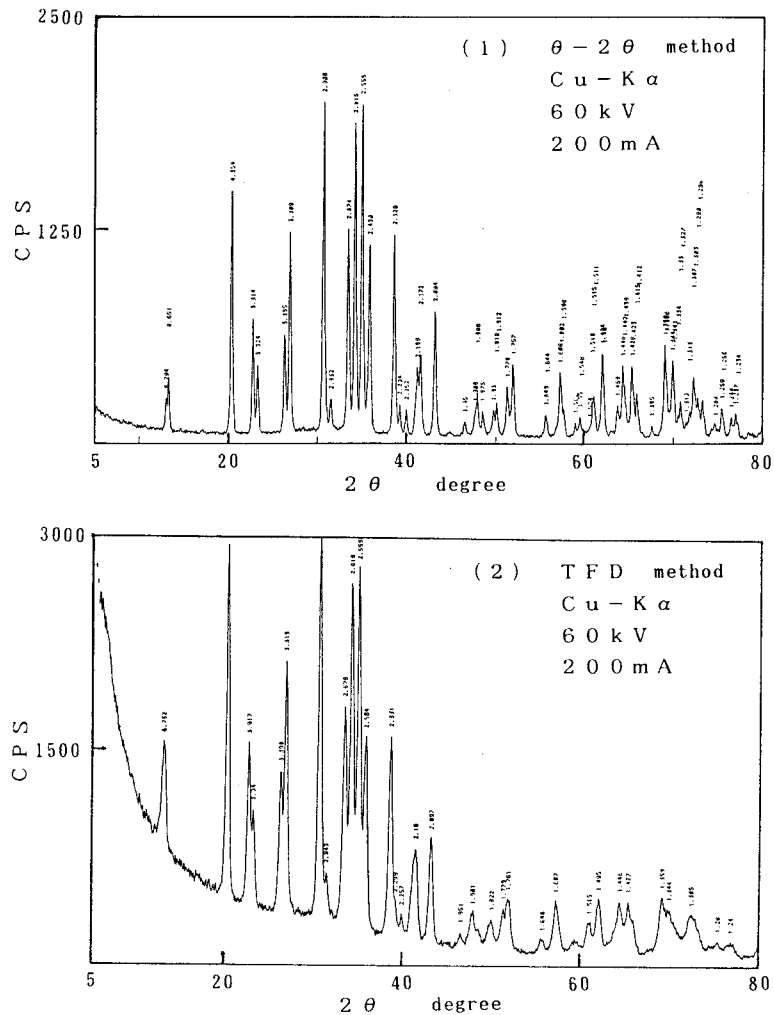


Fig. 7-25 X-ray diffraction patterns of ground surface of Sialon

第7節 結 言

本章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いてサイアロンを研削する場合の研削過程および表面生成機構を実験的に解明し、窒化けい素、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの場合と比較検討した。さらに、研削によってファインセラミックスの仕上面下に生成されるクラックおよび加工変質層についてサイアロンの場合を中心に実験的に検討した。本章で得られた主な結論は以下のようなものである。

- (1) サイアロンの円筒プランジ研削過程においては、過渡、定常およびスパークアウトの3つの異なる研削過程が存在する。
- (2) サイアロンの表面生成は、主に塑性変形により進行するが、部分的には脆性破壊も生じる。窒化けい素および部分安定化ジルコニアの場合もサイアロンの場合と同様な機構で表面が生成されるが、アルミナの場合は脆性破壊が主体である。

- (3) サイアロンの研削過程における砥石摩耗は、主にダイヤモンドのすりへり摩耗によって進行する。
- (4) サイアロンの研削抵抗は砥石切込み量の影響を大きく受けるが、表面粗さにはあまり影響を及ぼさない。
- (5) サイアロンをメタルボンドダイヤモンド砥石を用いて研削加工した場合、加工面下には円弧形切削表面下と同様な形態のクラックが生成され、設定砥石切込み量が増加するにしたがってクラックの規模および密度は大きくなる。
- (6) サイアロンの研削加工面下には、研削に伴う高い圧力および研削熱の発生などにより材料の構成粒子が変質し、結晶粒界の識別できない層および構成粒子の塑性変形した層が生成される。

《 参 考 文 献 》

- 7- 1) (社)精機学会 硬脆材料の精密加工に関する調査・研究分科会 編：ファインセラミックス硬脆材料の精密機械加工，マシニスト出版（1984）254.
- 7- 2) 7- 1)の234.
- 7- 3) 佐々木信也，内山芳忠：気液二相セラミックス軸受の開発（I）——セラミックスに対する水の潤滑性，機械技術研究所所報，**42**，2（1988）45.
- 7- 4) 7- 1)の243.
- 7- 5) 奥田 博，平井敏雄，上垣外修己：構造材料セラミックス，オーム社（1987）122.
- 7- 6) 岡村健二郎，中島利勝，木下輝一：研削の過渡特性（第3報）——寸法生成過程，精密機械，**40**，3（1974）256.
- 7- 7) 岡村健二郎，中島利勝：研削の過渡特性（第1報）——かつぎ現象の解明，精密機械，**38**，7（1972）580.
- 7- 8) 杉田忠彰：セラミックスの機械加工，養賢堂（1985）54.
- 7- 9) 杉田忠彰，上田完次，橋本知明：セラミックスのマイクロ切削に関する破壊力学的研究——き裂の残留を伴う材料除去機構の解析，精密機械，**51**，10（1985）1940.
- 7-10) 岡村健二郎，中島利勝，上田 稔，内田恒二：砥粒切れ刃による切削現象の研究（第1報）——研削加工における切りくず形状の幾何学的解析，精密機械，**32**，4（1966）287.
- 7-11) 河村末久，矢野章成，樋口誠宏，杉田忠彰：研削加工と砥粒加工，共立出版社（1984）26.
- 7-12) 岡村健二郎，中島利勝，宇野義幸：過渡的切削過程における表面特性の研究（第1報）——加工硬化層の解析，精密機械，**39**，6（1978）590.

第8章 超仕上過程の理論解析

第1節 緒言

超仕上は、比較的簡単な装置で、鏡面や鏡面に近い美しい仕上面を迅速に加工できる精密加工法の一つである。超仕上では一定速度で回転あるいは移動する工作物に砥石を押しつけながら、これに短周期の微小振動(振動数10~50Hz, 振幅1~4mm)を加える。したがって、加工の原理はホーニングの場合と同様であるが、仕上面上における砥粒切れ刃の切削軌跡が超仕上特有の正弦波状となり、しかも切削方向が急激に変化する⁸⁻¹⁾ため、加工能率、仕上面特性、加工精度などに超仕上の優れた特性が現れる。

超仕上に関する研究は、近年上田らによって砥石を巨視的に1工具とみなす解析手法を取り入れた加工特性の評価が報告されている^{8-2) 8-3)}ほかは、主に超仕上結果に及ぼされる砥石の運動軌跡の影響について検討されているに停まっている。また、超仕上の進行に伴う仕上面性状の変化を考慮した超仕上過程の検討についてはほとんど行われていないのが現状である。そこで本章では、砥石と工作物との相対運動条件によらず砥石の切削能力を統一して評価するため、仕上面における砥粒の運動軌跡を考慮した超仕上過程のモデルから材料除去能力の評価基準量を設定する。さらに、超仕上開始からの加工面性状の推移を考慮した砥石圧力の変化を解析する手法を検討し、超仕上過程を解析・評価するための基礎を示す。

第2節 砥粒切れ刃の運動軌跡

超仕上では工作物を一定速度で回転させながら砥石を振動させるので、砥石作用面上の1つの砥粒切れ刃に着目するとその通過軌跡は 図8-1 のように正弦波状となる。いま砥石の振動を $a \sin 2\pi ft$ 、工作物の周速度を V_w で表すと、合成切削速度 V と切削方向角 θ は次式によって与えられる。

$$V = \{(V_w)^2 + (2\pi a f \cos 2\pi ft)^2\}^{\frac{1}{2}} \quad (8-1)$$

$$\theta = \tan^{-1} \frac{2\pi a f \cos(2\pi ft)}{V_w} \quad (8-2)$$

ただしそれぞれの単位は V_w :m/min, a :m, f :cpm, t :minである。

したがって V と θ の最大値すなわち最大切削速度 V_{\max} および最大切削方向角 θ は次式で表される。

$$V_{\max} = \{(V_w)^2 + (2\pi a f)^2\}^{1/2} \quad (8-3)$$

$$\theta = \tan^{-1} \frac{2\pi a f}{V_w} \quad (8-4)$$

ホーニングの場合に交差角が加工能率を左右する重要な因子であったのと同様に、超仕上でも最大切削方向角 θ は最大切削速度 V_{\max} や砥石圧力などとともに加工能率や砥石の作用状態と極めて密接な関係をもっている。

図8-2 (a)に砥石の振幅 $a = 1.0\text{mm}$ で超仕上する場合の、最大切削方向角 θ と工作物周速度

V_w との関係を異なる砥石振動数 f について示す. 図からわかるように, 工作物周速度 V_w が増加するに従って切削方向角 θ は小さくなり, その変化は特に V_w が小さい場合に顕著に表れる傾向にある. また, V_w が比較的大きい領域においては, いずれの振動数 f の場合も V_w の増加に伴う θ の減少割合はほぼ一定であるが, V_w が小さい領域では f が大きいほど V_w の増加に伴う θ の減少割合が小さくなる. また, (b)に砥石の振動数 $f=3000\text{cpm}$ で超仕上する場合の最大切削方向角 θ と工作物周速度 V_w との関係に及ぼされる振幅 a の影響を示す. 図のように, 振幅 a が小さいほど切削方向角 θ は小さくなり, V_w が小さい場合の V_w の増加に伴う θ の減少も a が小さくなるに従って顕著になる. 以上のように, 超仕上における加工現象を決定づける最大切削方向角は, 砥石の振幅, 振動数および工作物周速度によって支配される. したがって, 工作機械の使用, 工作物形状などを考慮したうえで, 所期の加工形態に応じた切削方向角が得られるように加工条件を設定する必要がある.

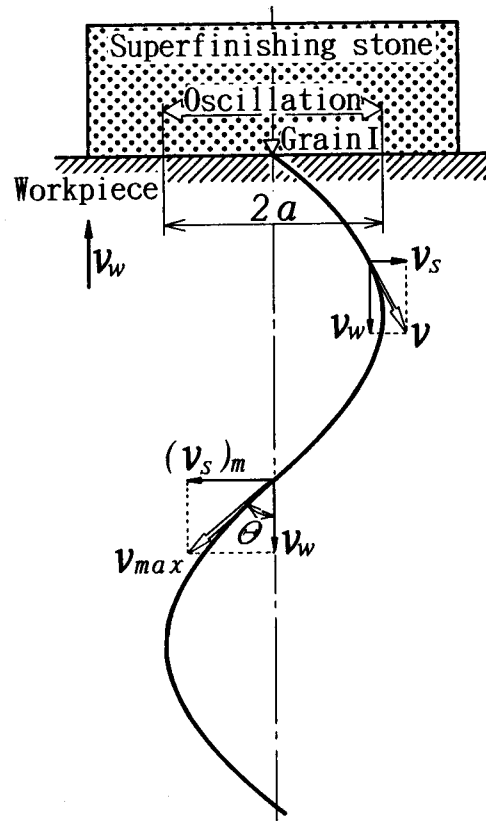


Fig. 8-1 Movement of cutting edge in superfinishing process

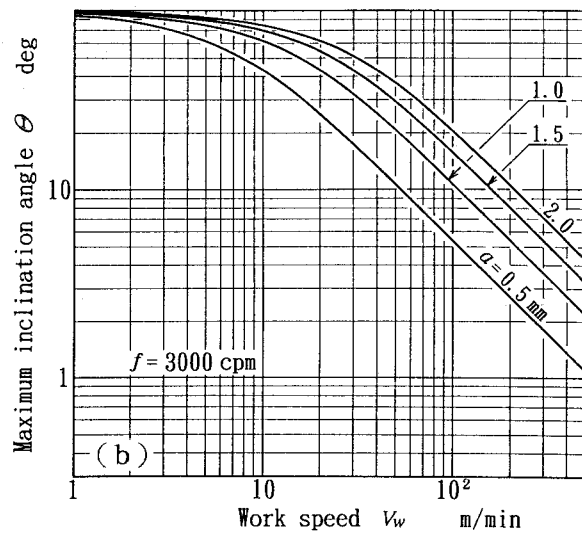
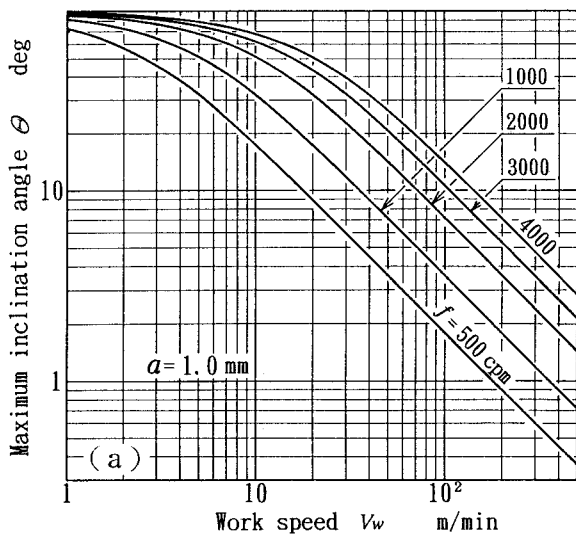


Fig. 8-2 Relationships between maximum inclination angle and work speed

第3節 平均砥石除去深さ

超仕上では、一般に振動を与えられた砥石が回転する工作物に一定圧力で干渉するため、前節で述べたように砥粒切れ刃は工作物上に正弦曲線を描く。図8-3に示すように、工作物周速度 V_w で回転する工作物(工作物半径 R_w , 工作物幅 b)を振幅 a , 振動数 f の振動を与えられたダイヤモンド砥石(砥石幅 b_s , 砥石長さ L_s)で超仕上する場合を想定する。超仕上砥石による工作物表面の加工領域は、工作物幅、砥石幅、振幅などの条件によって幾何学的に変化し、次の5つの場合に分けられる⁸⁻²⁾。

$$(1) L_s < b, 2a > (b - L_s)/2 \quad (8-5)$$

$$(2) L_s < b, 2a < (b - L_s)/2 \quad (8-6)$$

$$(3) L_s = b, (b - L_s)/2 = 0 \quad (8-7)$$

$$(4) L_s > b, 2a > (L_s - b)/2 \quad (8-8)$$

$$(5) L_s > b, 2a < (L_s - b)/2 \quad (8-9)$$

本節では、砥粒切れ刃の材料除去能力の変化過程を評価するため、超仕上砥石の1オシレーションにわたって常に一定作用面積上(砥粒数 n)の砥粒が工作物と干渉する(8-9)の条件の場合を取り上げて解析を行う。

図8-3に示す条件で超仕上する場合、加工面上の砥粒の運動軌跡は図のように x 軸, y 軸を設定すれば次式の正弦曲線で表される。

$$y = a \sin \frac{2\pi f}{V_w} x \quad (8-10)$$

したがって、砥石の1振動あたりの砥粒の移動距離 l は、第二種楕円積分 $E(k)$ を用いて次式で表される。

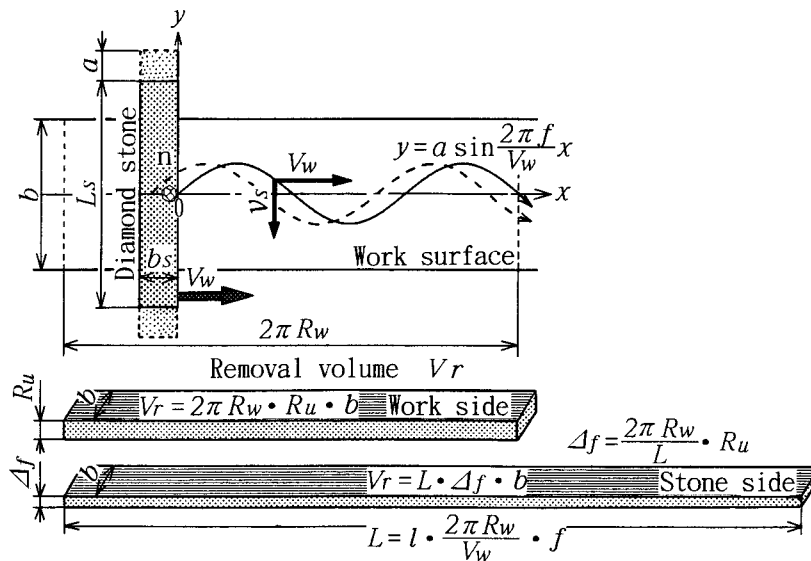


Fig. 8-3 Schematic diagrams of grain movement on work surface and stock removal

$$l = \frac{2V_w}{\pi f} (1 + K^2)^{1/2} \cdot E(k) \quad (8-11)$$

ただし,

$$K = \frac{2\pi a \cdot f}{V_w}, \quad k^2 = \frac{K^2}{1 + K^2}$$

さらに, 工作物1回転あたりの砥粒の移動距離 L は,

$$L = l \cdot \frac{2\pi R_w \cdot f}{V_w} \quad (8-12)$$

で表される.

ここで, 工作物1回転あたりの材料除去量に目を向けると, 工作物1回転あたりの超仕上量を R_u として除去体積 V_r は次式となる.

$$V_r = 2\pi R_w \cdot R_u \cdot b \quad (8-13)$$

一方, 工作物は砥粒によって切削除去されるので除去量は砥粒の運動軌跡と切れ味に大きく影響される. そこで砥粒切れ刃による材料除去の観点から考慮すれば, 除去量 V_r は次式で表される.

$$V_r = L \cdot \Delta_f \cdot b \quad (8-14)$$

ここで, Δ_f を平均砥石除去深さとし, 切削能力の評価基準量とする. したがって, 式(8-13), (8-14)から,

$$\Delta_f = \frac{2\pi R_w}{L} \cdot R_u \quad (8-15)$$

となり, 加工条件と実験的に求める超仕上量 R_u によって超仕上砥石の材料除去能力が表される.

第4節 平均接触圧力の変化過程

一般に, 超仕上は精密旋削や研削加工された面に施されるため, その初期には砥石と工作物との真実接触面積が微小であるが, 超仕上の進行に伴って増加する. それに従って砥粒の

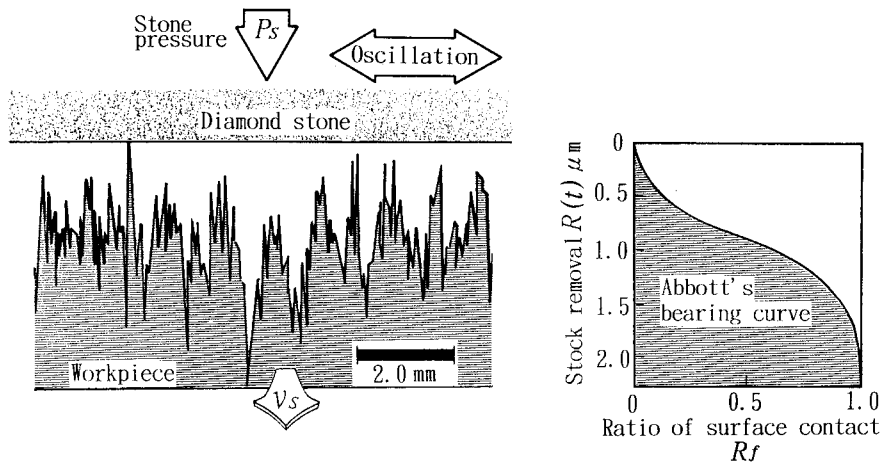


Fig. 8-4 Relationship between stock removal and ratio of surface contact upon Abbott's bearing curve of initial surface

接触圧力は減少し、砥石の切れ味が徐々に低下する。そこで、図8-4 に示すように前加工(研削加工)面の断面形状におけるアボット負荷曲線から超仕上量が $R(t)$ となった時点で見掛け上の砥石と工作物との接触面に対する実接触面の面積率である仕上面接触面積率 R_f を求める。すなわち、研削条痕が除去され、工作物表面が超仕上面で占められると $R_f = 1.0$ となる。したがって、超仕上過程において実接触面に作用する平均接触圧力 $\overline{P_c}$ は次式に従って変化する。

$$\overline{P_c} = \frac{P_s}{R_f} \quad (8-16)$$

第5節 結 言

本章では、超仕上過程における材料除去および砥石の平均接触圧力の変化について理論的解析を行った。まず、砥石と工作物との相対運動条件によって決定される砥粒切れ刃の運動軌跡を考慮して、砥粒の材料除去能力の評価基準量である平均砥石除去深さを定義した。すなわち、工作物半径減少量と砥石の運動軌跡から得られるこの平均砥石除去深さによって、これまで工作物周速度などの相対運動条件が異なる場合に評価が困難であった砥粒切れ刃の材料除去能力を、相対運動条件に関係なく評価することができる。つぎに、超仕上が研削加工面に施される場合に、仕上面性状の変化とともに砥石の平均接触圧力が変化し超仕上の加工現象が刻々と変化することに着目し、前加工面(研削面)の断面形状から得られるアボット負荷曲線と工作物半径減少量から砥石との実接触面積を求めることで砥石の平均接触圧力の変化を超仕上過程の解析に取り入れることを提案した。超仕上過程の解析にこの平均接触圧力を導入することによって、研削条痕の残留する前加工面から仕上面全体が超仕上砥石と接触する状態になるまでの加工の過程を詳細に検討することができるものと期待される。

《 参 考 文 献 》

- 8-1) 河村末久, 矢野章成, 樋口誠宏, 杉田忠彰: 研削加工と砥粒加工, 共立出版社(1984) 182.
- 8-2) 上田隆司, 金曾久佳, 杉田忠彰: 超仕上の加工機構に関する研究, 日本機械学会論文集(C編), 57, 538 (1991) 2154.
- 8-3) 上田隆司, 金曾久佳, 松森 昇, 杉田忠彰: ファインセラミックスの超仕上加工——加工条件と被削性, 精密工学会誌, 57, 7 (1991) 1229.

第9章 常圧焼結窒化けい素の超仕上機構

第1節 緒言

これまで、ファインセラミックスの二次加工としてダイヤモンド砥石による研削加工が盛んに利用され、これに関する多くの研究が飛躍的な加工技術の発展をもたらした。さらに近年、セラミックスの研削加工に次ぐ精密仕上加工の必要性が増大しつつある。従来から、超仕上は微細な加工量の調節が容易に行え、高精度化に有利な圧力切込みによる一加工法⁹⁻¹⁾とされてきたが、近年ダイヤモンド砥石の採用によってファインセラミックスに対してもかなり用いられつつある。超仕上に関しては、これまで佐々木らによる超仕上の基礎的研究⁹⁻²⁾に始まり、最近では上田らによって超仕上砥石を巨視的に一工具とみなす解析手法をとりいれた種々の被削材の加工特性の評価⁹⁻³⁾⁹⁻⁴⁾が報告されているが、ファインセラミックスの超仕上に関する研究報告は数少なく、その加工機構は金属材料の場合のように明確になっていない。

本章は、砥粒の保持強度が比較的高く、材料除去能力に優れるメタルボンドダイヤモンド砥石を用いた常圧焼結窒化けい素(S S N)の超仕上機構を明らかにすることを目的としている。一般に、超仕上はあらかじめ研削加工された表面に施されるため、超仕上の進行に伴い加工現象が刻々と変化する。そこで本章では、前章で解析した砥石の運動軌跡、加工表面性状、砥石圧力などを考慮した超仕上過程のモデルから想定した切削能力の評価基準量を基に、超仕上量、仕上面粗さ、超仕上抵抗などの解析によってS S Nの超仕上機構を検討する。

第2節 実験方法および条件

2.1 常圧焼結窒化けい素の材料特性

窒化けい素は、他のセラミックスに比べて破壊強度や破壊じん性が大きく、しかも熱伝導率が高く熱膨張係数が小さいので熱衝撃抵抗が大きいなど、その機械的性質のバランスが良好なエンジニアリングセラミックスである⁹⁻⁵⁾。また、長時間の使用に対しても各性質が劣化せず、疲労に強いことから信頼性が高いセラミックスとしてもその将来性が高く評価され、実用化が着実に進んでいる。

窒化けい素は非酸化物セラミックスであるだけに比較的高度な焼結技術が必要となる。一般には Y_2O_3 、 Al_2O_3 、 MgO などの酸化物を焼結助剤として混入し⁹⁻⁶⁾、窒素雰囲気下で $1700\sim 1800^\circ C$ の温度で常圧焼結される。このほか、窒化けい素はホットプレスやHIP法によって焼結されることも多く、この方法で焼結された材料は焼結時の収縮が少なく、緻密な組織が得られるが、生産性あるいは製造コストなどの点で常圧焼結されたものに劣る。また、複雑な形状の材料は反応焼結法によって製造されるが、一般に常圧焼結法の場合に比べて多孔質となり、強度が低下する。

なお、本章で用いた常圧焼結窒化けい素は、第7章で使用したものと同様であり、その機械的性質の詳細な説明については省略する。

2.2 メタルボンドダイヤモンド超仕上砥石の特性

ダイヤモンド砥粒を用いた超仕上砥石には、研削砥石の場合と同様に、メタルボンド、ビトリファイドボンドおよびレジノイドボンドが結合剤として使用される。金属材料を普通砥石で超仕上する場合は、一般にビトリファイド砥石が用いられる。これは、超仕上過程において摩滅した砥粒の適度な脱落を促進し、砥石の切れ味を加工と同時に回復させる必要がある⁹⁻⁷⁾ためである。しかし、ダイヤモンドやCBN砥粒などの超砥粒を用いる場合には、砥粒の摩滅が比較的少なく、また工具経費の製造コストに占める割合が高い。したがって、切れ味を維持しながら長い工具寿命を得ることが必要となる。このような観点から、本章では他の結合剤に比べて砥粒の保持強度が高いメタルボンドダイヤモンド超仕上砥石を採用した。本章で用いたダイヤモンド砥石は、粒度が#1000、#2000および#3000の3種類であり、いずれも集中度が100、結合度がKである。図9-1にそれぞれの砥石の組織を観察した結果を示す。いずれの砥石においても、不定形状ではあるがエッジの明瞭な砥粒が均一に分散している。また、結合剤である(ブロンズ系)金属の粉末は平均粒径が約 $4\mu\text{m}$ で、#3000の砥石の観察では砥粒と金属粉末との識別が困難となっている。#1000の砥石では結合剤の粉末同士が加熱によって結合し大型化したものが多く観察される。

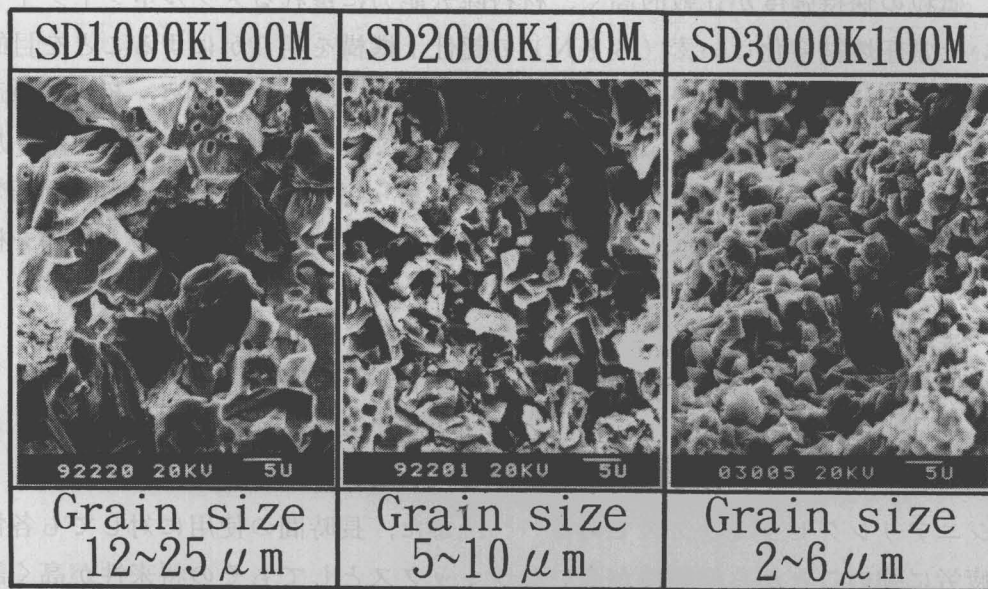


Fig.9-1 SEM photographs of fractured surface of metal bonded diamond stone

2.3 超仕上実験

本章では、メタルボンドダイヤモンド超仕上砥石を用いて常圧焼結窒化けい素の円筒外面の超仕上実験を行い、接線力、仕上面粗さ、超仕上量、砥石損耗量などを解析した。図9-2に本実験に用いた超仕上実験装置の概略を示す。実験は、旋盤の刃物台に固定した超仕上ユニットに取り付けたダイヤモンド砥石で、回転する工作物の外周面を超仕上する方式で行った。砥石の振動および押付け力は、コンプレッサにより供給される圧縮空気によって与えられ、砥石圧力ならびに振幅はそれぞれ流量調整弁①、②で調整設定した。超仕上によって発

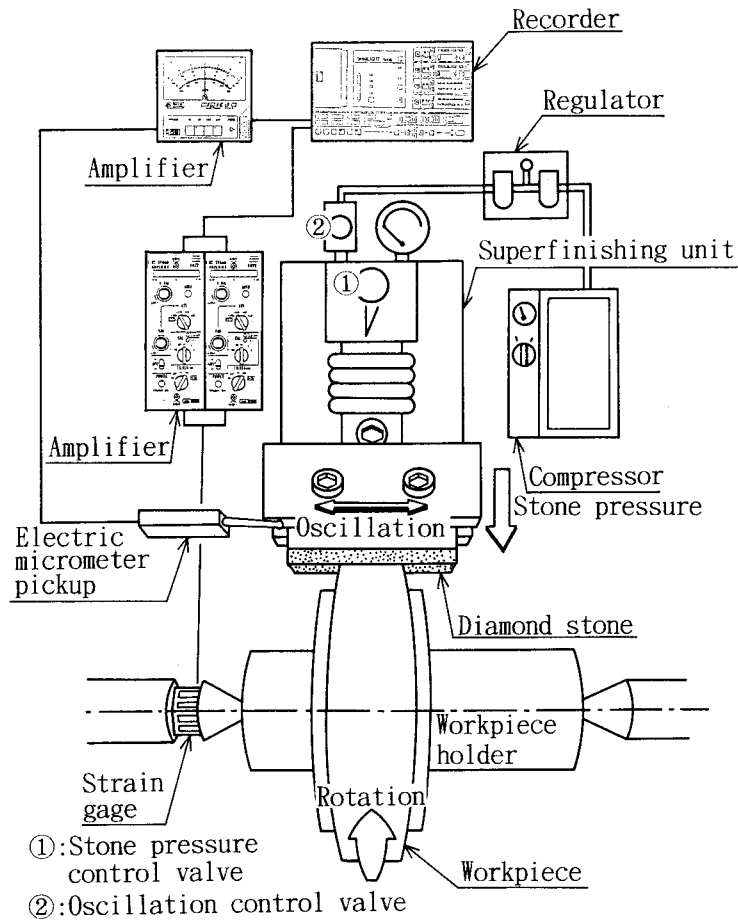


Fig. 9-2 Schematic diagram of experimental apparatus for superfinishing

Table 9-1 Superfinishing conditions

Workpiece	SSN ($\phi 60 \times 10\text{mm}$)
Diamond stone	SD 1000 K 100 M ($30 \times 5 \times 3\text{mm}$) SD 2000 K 100 M ($30 \times 5 \times 3\text{mm}$) SD 3000 K 100 M ($30 \times 5 \times 3\text{mm}$)
Stone pressure P_s	1.27—8.37 MPa
Amplitude a	1.0 mm
Frequency f	3000 cpm
Work speed V_w	5.7—86.7 m/min
Machining fluid	Redwood 33.3 s

生ずる接線力（主分力）および砥石圧力（背分力）は主軸センタに貼付したひずみゲージによって測定した。超仕上量は仕上面と工作物端部に設けた基準面との段差を、また仕上面粗さについてもそれぞれ触針式表面粗さ計で測定することで求めた。超仕上は定圧切込み加工であるため、砥石の移動量は砥石損耗量と超仕上量の和となる。そこで、砥石ホルダの移動量を電気マイクロメータで検出し、ホルダの移動量と超仕上量との差から砥石損耗量を求めた。また、仕上面および砥石作用面の観察には、SEMならびに工学顕微鏡を用いた。超仕上では工作物の前加工面および砥石作用面の性状が超仕上結果に影響を及ぼす。したがって、超仕上前の砥石ならびに工作物の表面性状を統一することによって超仕上前の条件を揃える必要がある。そこで、実験毎に工作物表面にあらかじめダイヤモンド砥石（SD170N100M、 $\phi 350 \times 10 \text{mm}$ ）でトラバース研削を施し、表面粗さを $2.5 \mu\text{m} R_{\text{max}}$ 程度にした。また、砥石作用面の調整は超仕上前の工作物と同径のGC砥石（GC60H7V）を超仕上することで、適切な砥粒切れ刃の突出量を得るとともに、砥石作用面の曲率を工作物外周面の曲率に一致させ、砥石幅全体にわたって工作物と接触するように砥石作用面形状を整えた。主な実験条件は表9-1のとおりである。なお、加工液としては軽油にマシン油および灯油を混合させたものを用いた。

第3節 常圧焼結窒化けい素の超仕上過程

一般に、超仕上は研削加工面に施されることが多く⁹⁻⁸⁾、この場合には仕上面に存在する研削痕によって形成された凸部から材料が次第に除去され、超仕上の初期にはその進行に伴って砥石と工作物との干渉状態が変化する。

図9-3は、メタルボンドダイヤモンド砥石（#1000）を用いて窒化ケイ素を超仕上する場

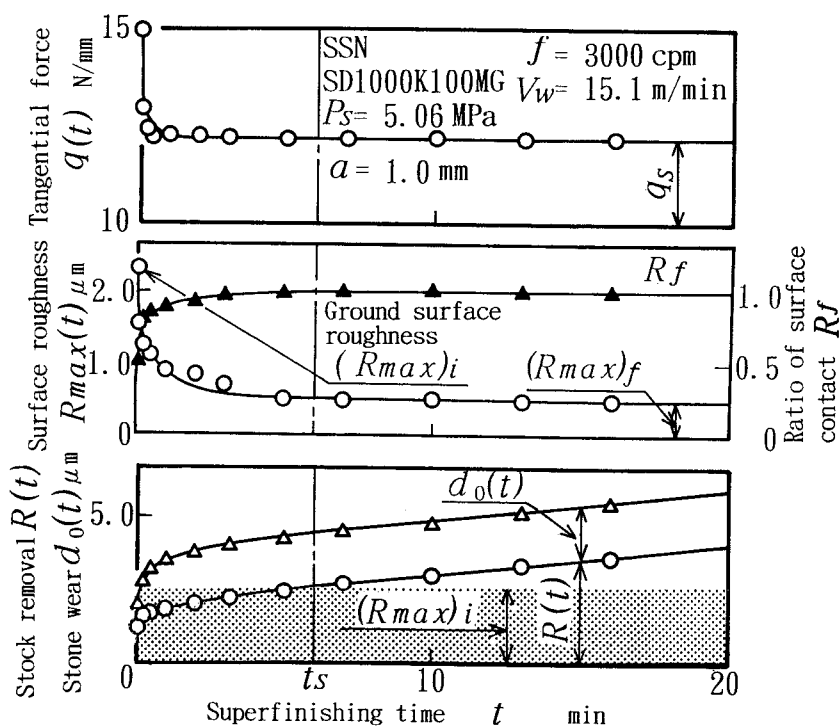


Fig. 9-3 Superfinishing process of SSN with #1000 stone

合の接線力 $q(t)$ 、仕上げ面粗さ $R_{max}(t)$ 、超仕上量 $R(t)$ 、砥石損耗量 $d_0(t)$ および仕上げ面接触面積率 R_f の変化過程の一例を示したものである。図に示すように、砥石と工作物との接触開始直後から急激に $R(t)$ および $d_0(t)$ が増加し、徐々にその増加割合は減少する。それに伴って、 $R_{max}(t)$ も初期粗さ $(R_{max})_i$ から急激に改善されるが、徐々に改善速度は減少する。また、 $R(t)$ の増加に伴い R_f は急増するため接触面の加工圧力はしだいに低下する。一方、超仕上初期において砥粒と研削痕との干渉頻度が高いため $q(t)$ は大きくなるが、超仕上の進行に伴って研削痕が減少し滑らかな表面が増加するため徐々に減少する。さらに超仕上が進み、 $R(t)$ がほぼ $(R_{max})_i$ に達し R_f が1となると、 $R(t)$ の増加割合および $q(t)$ が一定となって仕上げ面粗さの改善はみられなくなり、材料除去の割合はわずかではあるが安定した材料除去状態が維持される。そこで、図に示すように超仕上開始から各種結果が定常となるまでを有効超仕上時間 t_s とし、接線力および仕上げ面粗さの限界値をそれぞれ最終接線力 q_s および最終仕上げ面粗さ $(R_{max})_f$ とする。本報のいずれの実験条件においても以上と同様な変化過程となり、普通砥石による金属材料の超仕上にみられる加工条件による超仕上機構の変化⁹⁻²⁾は確認されなかった。このような超仕上特性は、メタルボンドダイヤモンド砥石の高い砥粒の保持強度ならびに切れ味の持続性に起因するものと考えられる。

第4節 仕上げ面および砥石作用面性状の変化過程

前節に示した窒化けい素の超仕上過程における砥石作用面ならびに仕上げ面を順次観察した結果が図9-4である。超仕上の進行に伴って、前加工面($t=0s$)に存在した研削痕はしだいに消滅し、替わって超仕上によって生成された比較的滑らかな表面が徐々に増加する。超仕上時間が t_s を経過するとほとんどの研削痕が除去され、微小なボイドが生成された比較的滑らかな面となる。また、 t_s の前後における超仕上砥石との干渉部分の表面性状にほとんど変化はなく、超仕上の開始から終了まで砥粒による切削現象が同様であることが推測される。一方、砥石作用面は、超仕上初期においてボンド表面に仕上げ面の研削痕と頻繁に接触した

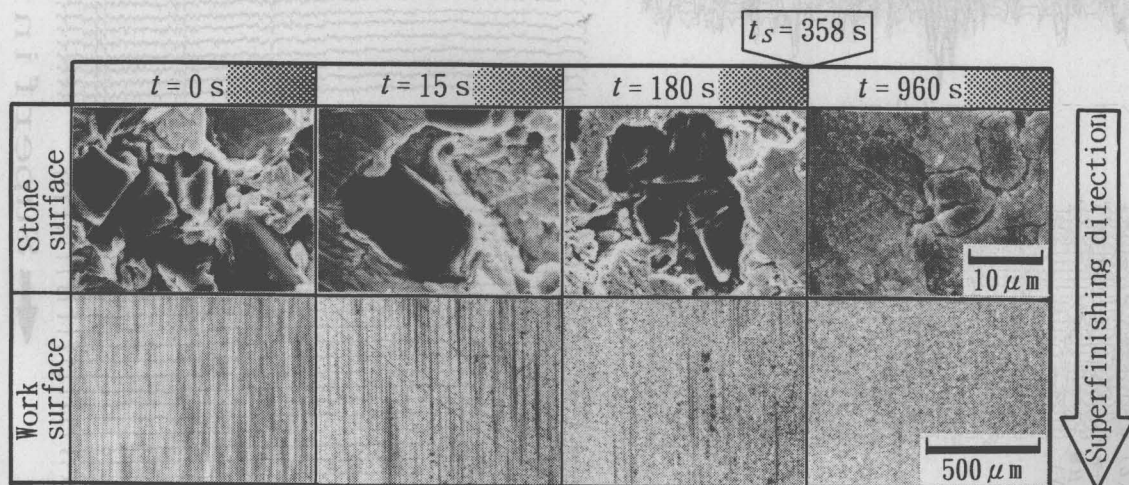


Fig. 9-4 Photographs of acting stone surface and work surface

と思われる痕跡が観察され、砥粒の摩滅とともにボンドも幾分除去されるものと思われる。 t_s を経過すると、ボンドの接触痕はかなり減少し、滑らかなボンド表面から摩滅した砥粒が現れているが、砥粒切れ刃の脱落および大きな破壊などの損傷は認められない。したがって、図9-3に示した砥石損耗量の結果からも推察されるように、切れ刃の自生作用はほとんど発生せず主に摩滅が生じるが、砥石のわずかな切れ味が持続する傾向にある。#1000の超仕上砥石を用いる場合は、いずれの加工条件でも以上と同様な観察結果が確認された。

図9-5は、超仕上過程における砥石作用面および仕上面の形状の変化を示すものである。超仕上前の砥石作用面には、GC砥石による作用面の調整によって平坦になった部分が見られ、そのほとんどがメタルボンドであると思われるが、超仕上の開始直後($t=0.25s$)ではこの平坦部が若干減少している。超仕上の初期において仕上面接触面積率が小さいため、砥粒切れ刃との干渉点に作用する圧力は高くなり加工単位が大きくなる。したがって、砥石作用面と仕上面との間で比較的大きな切りくずが生成されると思われ、その切りくずによってボンドの表面がわずかに除去されることが、砥石表面の平坦部の一時的に減少する一原因であると推測される。さらに、仕上面に残留する研削痕のエッジ部との干渉にも起因するものと考えられる。しかし、その後は超仕上の進行とともに平坦部も徐々に増加し、有効超仕上時間 t_s を過ぎると砥石作用面における平坦部がかなり多くなり、砥粒切れ刃の突出量も減少している。すなわち、仕上面接触面積率の増大とともに微細な切りくずが生成されるようになり仕上面の研削痕も除去されることによって、砥石作用面が摩滅の傾向に転じたものと思われる。

第5節 工作物周速度の影響

前章で述べたように、超仕上では工作物周速度の変化によって加工速度が変化することに加えて、砥粒切れ刃の運動軌跡が大きく影響される。そこで、本節では砥石の振動数を一定にした場合に工作物周速度が超仕上過程ならびに超仕上結果に及ぼす影響について検討する。

5.1 超仕上過程の変化

図9-6は、工作物周速度を変化させた場合の仕上面接触面積率 R_f と平均砥石除去深さ Δ_f との関係を示すものである。すなわち、超仕上開始から t_s までの変化過程を示すものである。超仕上の進行に伴う R_f の増加に従って個々の砥粒に作用する圧力が減少するため Δ_f は図中の矢印に沿って徐々に減少し、いずれの V_w においてもその変化過程はほとんど一致する。したがって、この場合砥石の切れ味は工作物周速度の影響をほとんど受けず、仕上面接触面積率が切れ味の支配要因となる。

図9-7は、超仕上過程における仕上面接触面積率 R_f に対する接線力 $q(t)$ および超仕上抵抗比 $\rho(t)[=q(t) \cdot b / P_s]$ の変化過程に及ぼす工作物周速度の影響を示したものである。図のように、超仕上の進行によって初期の工作物表面に存在した研削痕は徐々に除去され、 R_f の増加に伴って砥粒と研削痕との干渉頻度が減少し、 $q(t)$ は図中の矢印に従って $R_f=1.0$ まで減少を続ける。また、 $q(t)$ の変化過程は図9-6で示した定常状態における Δ_f の結果と同様に工作物周速度には影響されず、 R_f に対して同様な変化傾向である。その結果、 $\rho(t)$ に関しても工作物周速度の影響はほとんどなく同様な変化過程となる。

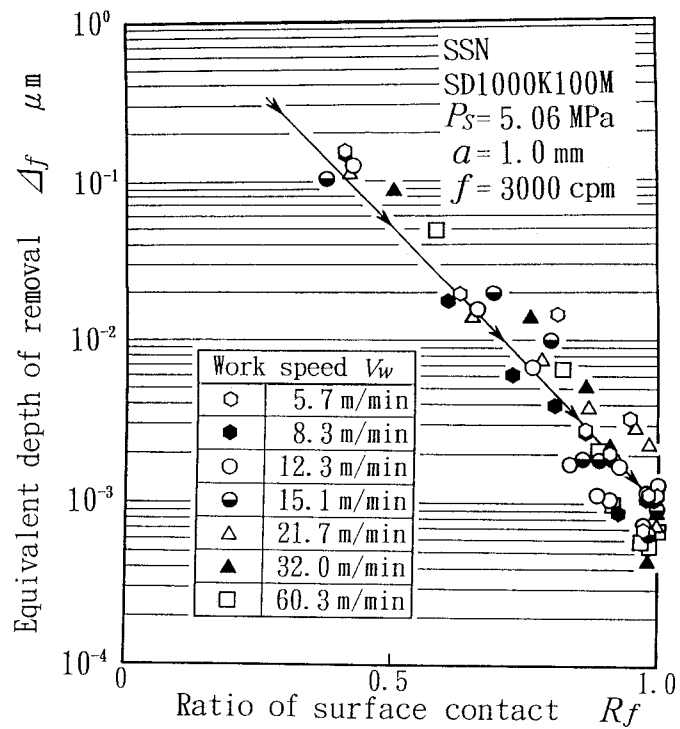


Fig. 9-6 Variations of equivalent depth of removal with ratio of surface contact

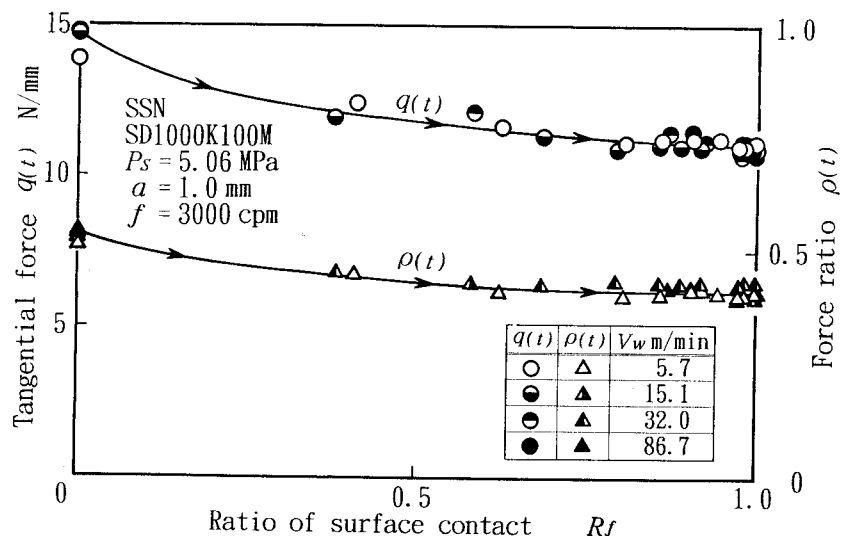


Fig. 9-7 Effect of work speed on relations between tangential force or force ratio and ratio of surface contact

5.2 超仕上結果への影響

図9-8は、工作物周速度 V_w と有効超仕上時間に達した後の最終的な接線力 q_s 、仕上げ面粗さ $(R_{max})_f$ 、工作物1回転あたりの超仕上量 R_u およびそれを用いて前章で提案した平均砥石除去深さ Δf との関係を示したものである。なお、本実験では砥石の振動数が一定であるため、工作物周速度が増加するに従って切削方向角 θ が図に示すように小さくなる。図に示すように工作物周速度の減少に伴って R_u は増加する傾向を示すが、前章の式(8-12)に示すように工作物が1回転する間に砥粒が移動する距離は V_w の低下に伴って長くなり、式(8-15)より求まる平均砥石除去深さ Δf は図に示すように工作物周速度に影響されず、加工単位がほぼ一定値となる。そのため、接線力は工作物周速度と無関係にほぼ一定となる。しかし、 V_w の増加は最終的な仕上げ面粗さの改善に効果を発揮する。これは、 V_w の増加に伴って θ が減少し、加工点における切削方向の変動範囲の減少ならびに加工速度の上昇による相乗効果がもたらした結果と考えられる。

超仕上砥石の損耗量は、図9-3に示したように値としては微小であるが、研削痕が除去されるまで($t < t_s$)に急増する。図9-9は、工作物周速度 V_w と超仕上開始から有効超仕上時間までの砥石損耗量 d_0 および超仕上比 G （除去体積/砥石損耗体積）との関係を示したものである。なお、本実験では初期粗さを一定に調整しており t_s までの除去体積は一定である。図のように、 V_w が高速になると d_0 は若干増加するが、大きな変化は生じていない。したがって、超仕上比は V_w の増加に対してわずかに低下する。このような被削材料との干渉条件に対し

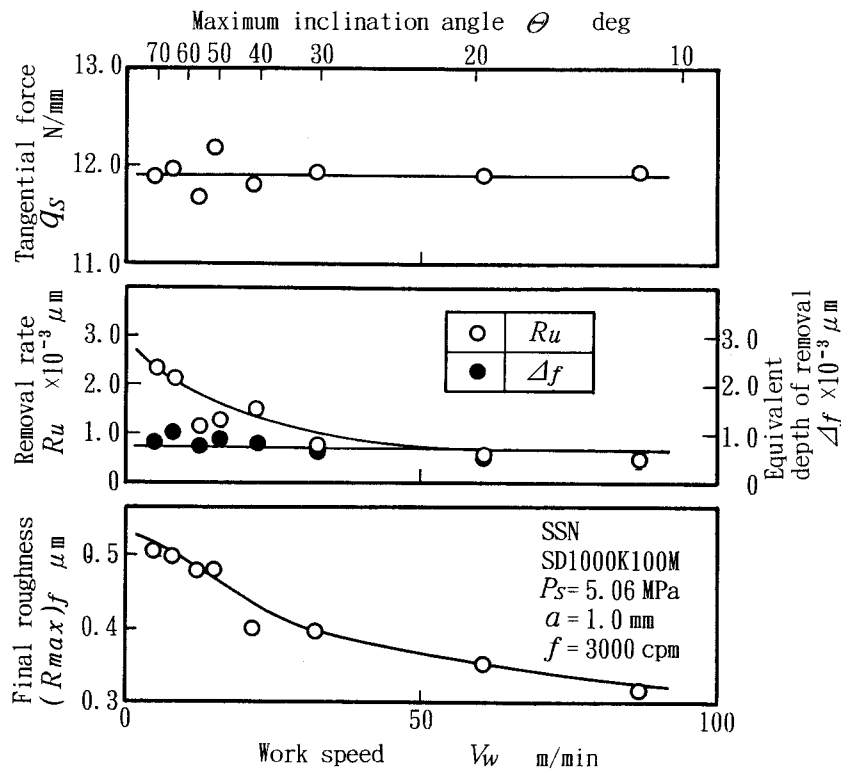


Fig. 9-8 Effect on final superfinishing results with work speed

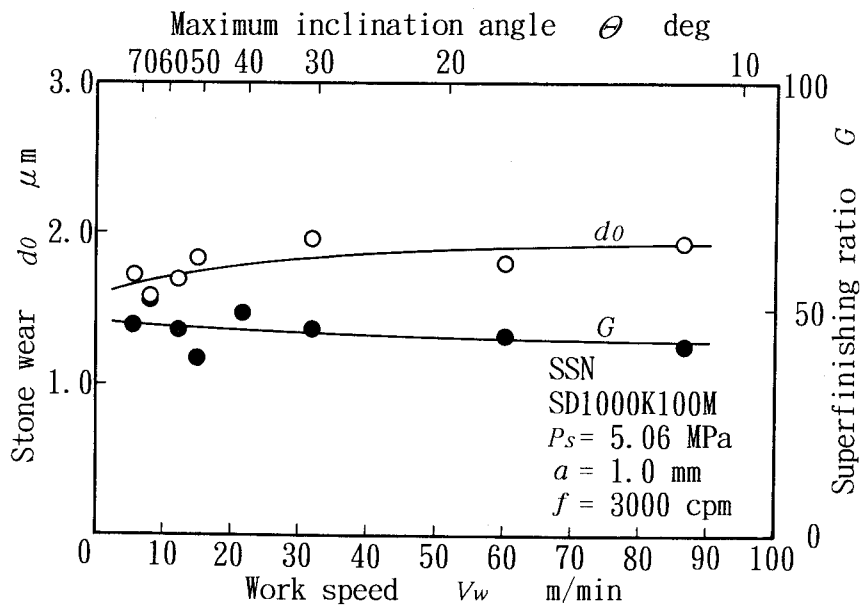


Fig.9-9 Relations between stone wear or superfinishing ratio up to effective superfinishing time and work speed

て砥石損耗量に明瞭な変化が現れない傾向は、砥粒の保持強度が高いメタルボンドダイヤモンド砥石の特性の一つであると考えられる。

これまで述べたように、メタルボンドダイヤモンド砥石で窒化ケイ素を超仕上する場合、加工速度によって超仕上機構はほとんど変化しないと考えられるが、加工能率、加工品質の点で工作物周速度の高速化が有効であることが推測される。

第6節 砥石圧力の影響

砥石に加える圧力は、砥粒切れ刃の運動軌跡などとともに砥石の作用状態を決定づけるので、その影響は仕上面粗さ、加工能率、砥石損耗量などのあらゆる点に波及する⁹⁻⁹⁾。本節では、メタルボンドダイヤモンド砥石で窒化けい素を超仕上する場合の砥石圧力が超仕上過程ならびに超仕上結果に及ぼす影響について検討する。

6.1 超仕上過程の変化

図9-10に窒化けい素の研削面を異なる砥石圧力で超仕上する場合の超仕上量 $R(t)$ 、仕上面粗さ $R_{\max}(t)$ および砥石損耗量 $d_0(t)$ の変化過程を示す。砥石圧力の上昇によって個々の砥粒切れ刃に作用する背分力が大きくなり、 $R(t)$ の増加速度が大きくなる。つまり、砥石圧力が高いほど研削痕が速やかに除去されるため、 $R_{\max}(t)$ は砥石圧力の増加とともに超仕上の初期において急激に改善される。なお、超仕上の進行に伴って仕上面の凸部から徐々に平坦化され、砥石との接触面積が増加することによって切れ刃の干渉圧力が減少するが、かなり小さい砥石圧力の場合でも超仕上の進行途中で材料除去が停止することはなく、各砥石圧力に応じた切れ味が持続する。一方、 $d_0(t)$ はいずれの砥石圧力の場合も超仕上の初期において急激に増加するが、その増加割合が徐々に減少し最終的には極僅かに $d_0(t)$ が増加する。なお、

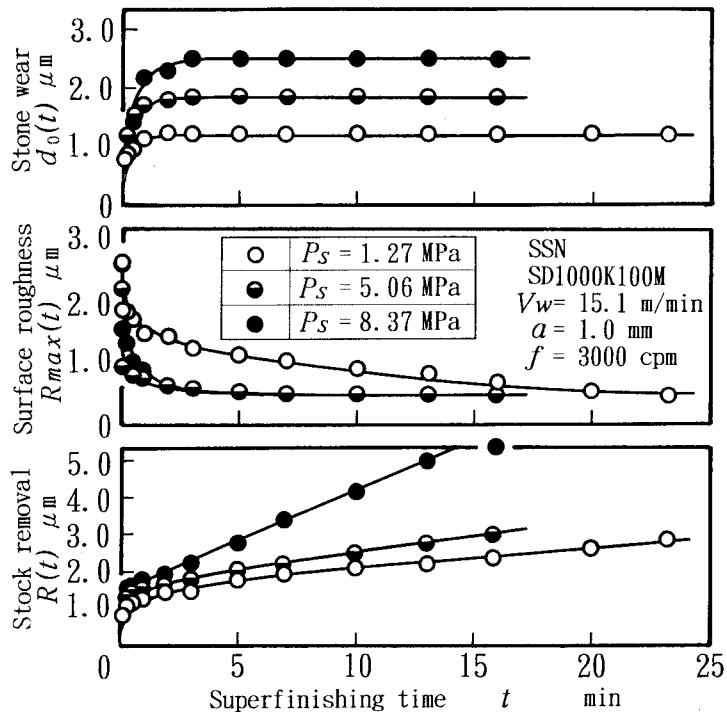


Fig. 9-10 Effect on superfinishing process with stone pressure

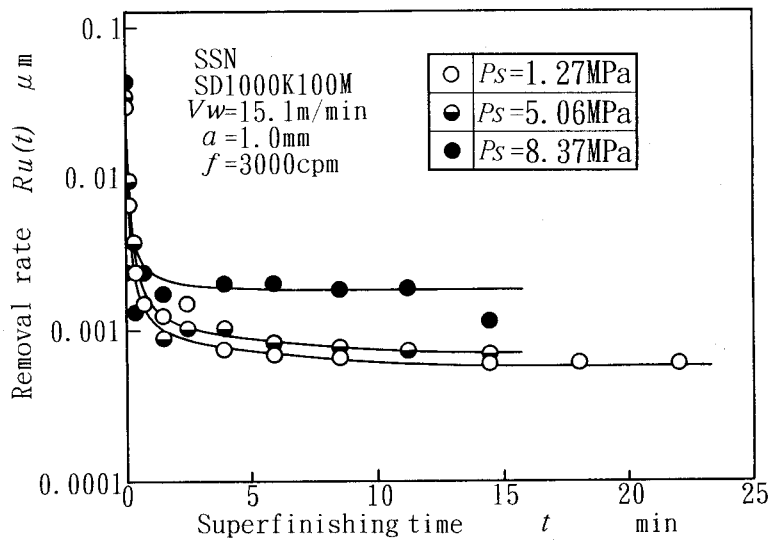


Fig. 9-11 Variations of removal rate in superfinishing process

図から砥石圧力の上昇に伴って $d_0(t)$ は大きくなるが、この相違は超仕上開始直後の砥石の損耗によって決定づけられることがわかる。 $d_0(t)$ の値ならびに砥石作用面の観察結果を考慮すれば、砥石の損耗は砥粒の脱落に因ってではなく主に砥粒およびメタルボンドの摩滅が関与していることがわかる。また、本実験で用いた超仕上砥石のメタルボンドはブロンズ系であり、工作物である窒化けい素より硬度、強度ともかなり小さい。したがって、比較的小さな砥石圧力でも超仕上の開始直後に $d_0(t)$ が急激に増加し、 $R(t)$ あるいは $R_{max}(t)$ の緩やかな変化過程とは異なる変化傾向を示すものと考えられる。

図9-11に図9-10に示した超仕上量から求めた工作物1回転あたりの超仕上量 $Ru(t)$ の変化過程を示す。図から、いずれの砥石圧力の場合も超仕上開始直後から急激に $Ru(t)$ が減少しほぼ一定値に収束し、超仕上が進行してもわずかではあるが砥石の材料除去能力が維持されることがわかる。また、砥石圧力が高いほど収束した $Ru(t)$ が大きく、材料除去能力の高いことがわかる。

図9-12に有効超仕上時間 t_s に及ぼされる砥石圧力 P_s の影響を示す。第3節で述べたように、いずれの加工条件で超仕上する場合も前加工面の研削痕が除去された後は安定した材料除去状態が持続する。したがって、これまで述べたように砥石圧力が高くなるに従って材料が盛んに除去されるようになるため、研削痕が除去されるまでの超仕上時間すなわち t_s は P_s の増加とともに減少し、およそ $P_s=7.0\text{MPa}$ でほぼ限界に達する。

図9-13は、実接触面の平均圧力 $\overline{P_c}$ に対する平均砥石除去深さ Δ_f の変化過程を異なる砥石圧力の場合について示すものである。なお、砥石作用面の観察から砥粒の脱落等の変化は確認されないため、作用面性状は終始一定として扱う。図中の数値は、超仕上過程の各時点における R_f を示す。したがって、 $R_f=1.0$ の破線は定常超仕上状態における Δ_f の変化を表すことになる。超仕上の進行に伴って R_f が増加するため、前章の式(8-16)の関係から $\overline{P_c}$ は低下

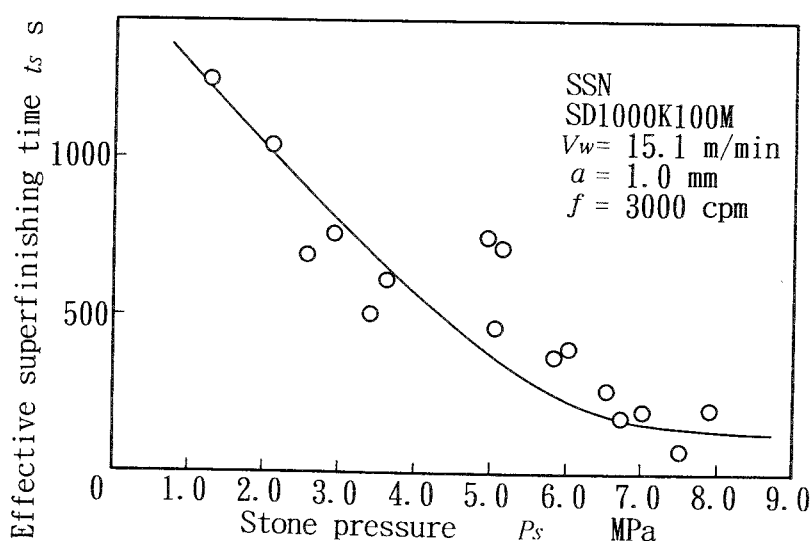


Fig. 9-12 Relationship between effective superfinishing time and stone pressure

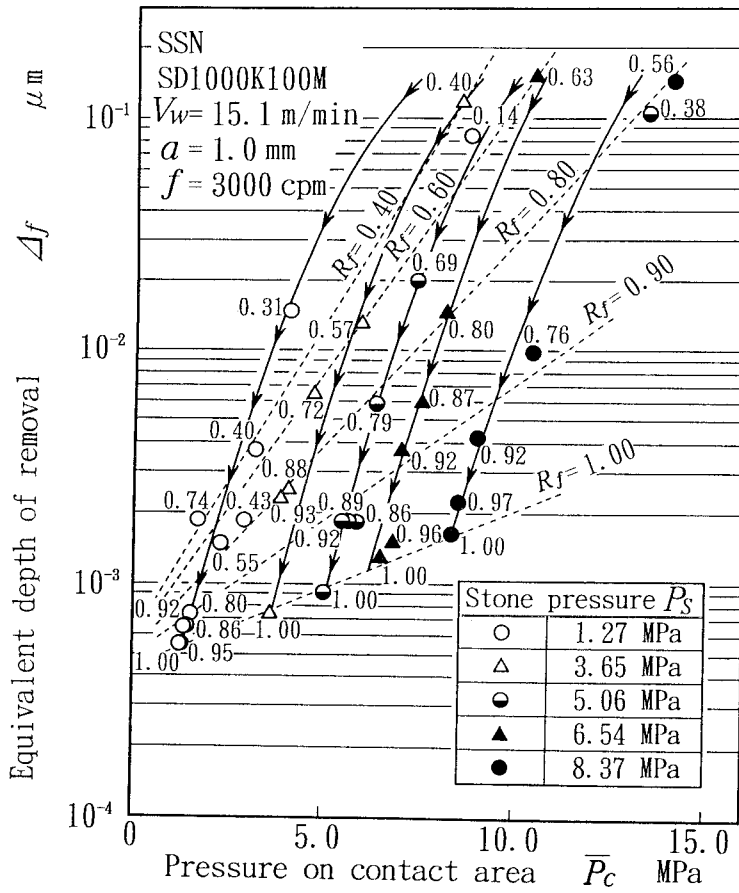


Fig. 9-13 Variations of equivalent depth of removal with pressure on contact area in superfinishing process

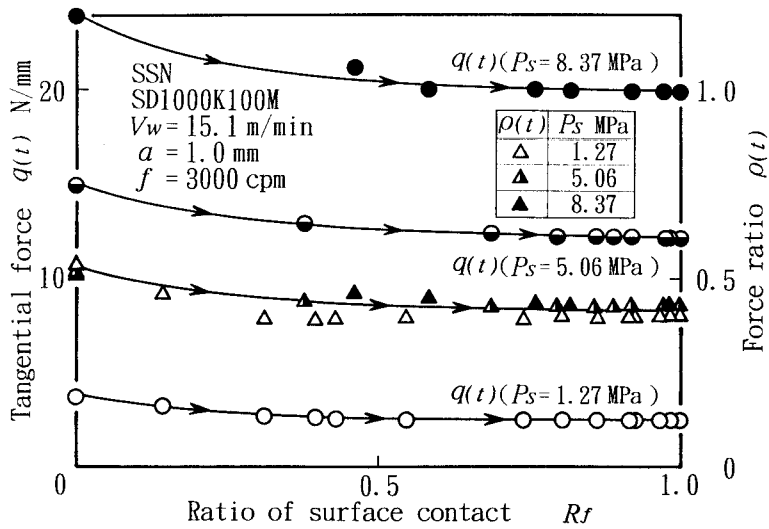


Fig. 9-14 Effect of stone pressure on relations between tangential force or force ratio and ratio of surface contact

する。それに伴って、いずれの P_s の場合も対数関数的に Δf がほぼ同じ傾向で矢印に沿って減少する。また、各々の砥石圧力について R_f でまとめると、各一点鎖線で表される。これらのことから、研削痕が多く残留し R_f が小さいほど、砥石の切れ味は砥粒に作用する圧力の変化に大きく影響され、主に砥石圧力と仕上面性状に支配されることがわかる。

図9-14 は、異なる砥石圧力 P_s の超仕上過程における仕上面接触面積率 R_f に対する接線力 $q(t)$ および抵抗比 $\rho(t)$ の変化過程を示すものである。図のように、 P_s が高いほど初期の接線力も高いが、いずれも超仕上の進行に伴う R_f の増加に従って各 q_s まで徐々に減少し、定性的に一致した変化過程となる。 $\rho(t)$ はいずれの砥石圧力の場合にも超仕上開始から研削痕の除去にしたがって徐々に減少し、その変化過程はほぼ一致している。したがって、仕上面接触面積率が超仕上抵抗の変化過程をほぼ支配することが推測される。

6.2 超仕上結果への影響

図9-15 は、砥石圧力 P_s が最終接線力 q_s 、抵抗比 ρ_s に及ぼす影響を示すものである。図のように、砥石圧力にほぼ比例して q_s は増加し、そのため ρ_s はほぼ一定である。これまでのピトリファイドボンドの普通砥石による金属材料の超仕上に関する研究^{9-2) 9-10)}では、一般に臨界圧力が存在し、その前後で加工機構が大きく異なるために、臨界圧力の前後で q_s が全く異なる変化傾向を示すことが確認されている⁹⁻¹¹⁾。このことは、主に P_s の上昇によって砥石が目詰まり状態から砥粒の脱落状態へと移行し、超仕上機構が変化するためであるが、本実験におけるこのような q_s および ρ_s の変化から、メタルボンド砥石を使用する窒化けい素の超仕上では臨界圧力は存在せず、超仕上機構にも変化は生じていないものと考えられる。

図9-16に砥石圧力 P_s が最終仕上面粗さ $(R_{max})_f$ および平均砥石除去深さ Δf に及ぼす影響を示す。 P_s の上昇に対して Δf は図のように徐々に増加し、砥石圧力の上昇が加工単位を大きくし、高能率な材料除去をもたらすことがわかる。そのため、 $(R_{max})_f$ は砥石圧力の増加

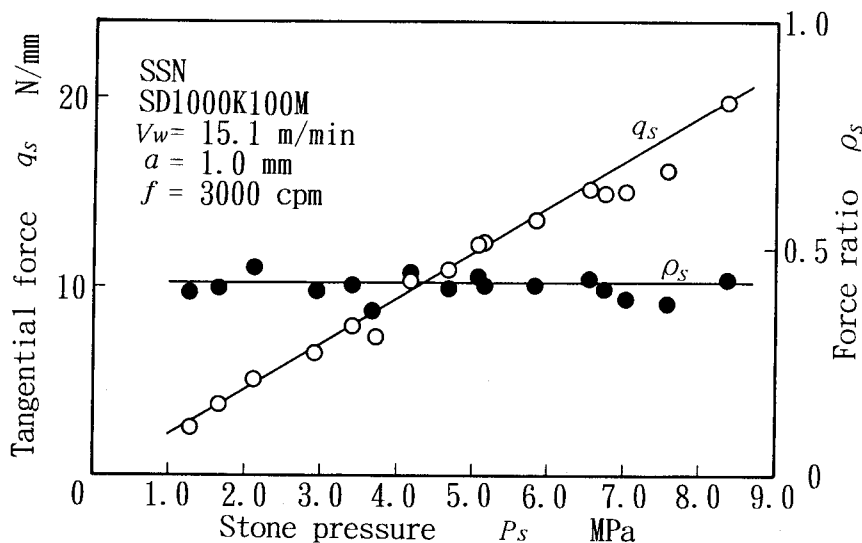


Fig. 9-15 Relationships between final tangential force or force ratio and stone pressure

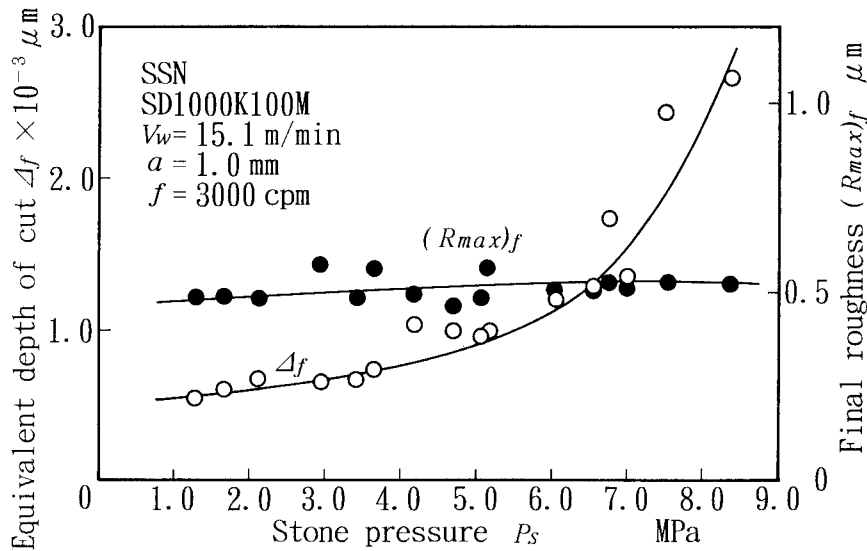


Fig. 9-16 Relationships between final equivalent depth of removal or surface roughness ratio and stone pressure

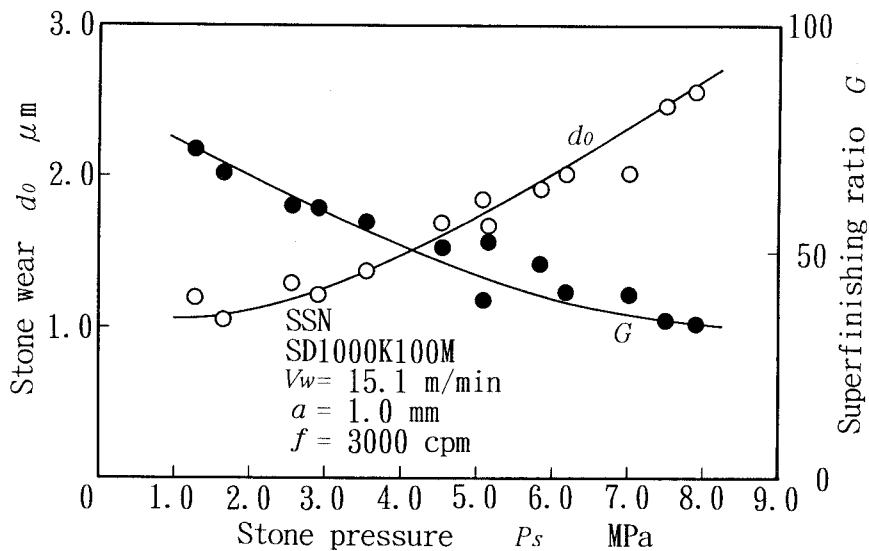


Fig. 9-17 Relationships between stone wear or superfining ratio up to effective superfining time and stone pressure

に対して若干増加するが、表面品位の大きな低下は生じないことがわかる。このことは図9-15に示した結果に加えて、超仕上機構が砥石圧力によってほとんど変化しないことを裏付けるものである。

図9-17は、超仕上開始から有効超仕上時間 t_s までの砥石損耗量 d_o および仕上比 G が砥石圧力 P_s によって与えられる影響を示したものである。 P_s の上昇によって図9-16に示すように加工単位が大きくなる。したがって、有効超仕上時間は砥石圧力の増加に伴って短くなる傾向にあるが、砥粒に作用する抵抗は大きくなるため、砥石損耗量は砥石圧力の上昇とともに増加する。このため、仕上比は P_s の増加に伴って減少する傾向にある。

図9-16の結果からは、砥石圧力が最終的な仕上面粗さに及ぼす影響は比較的小さく、加工能率の観点からは高い砥石圧力で超仕上することが有効となるが、図9-17で示したように高い砥石圧力による加工は仕上比の低下をもたらし、加工コストの面からは不利であるといえる。したがって、それぞれの場合に重要視される目的に応じた最適な加工条件の選択が望まれる。

第7節 超仕上砥石の粒度の影響

前節までに #1000のメタルボンドダイヤモンド砥石による窒化けい素の超仕上機構について検討した。一般に、超仕上は研削加工が施された表面に荒加工、仕上加工の順で砥石の粒度ならびに作用条件を変化させて行われる。そこで本節では、#1000のダイヤモンド砥石で超仕上した表面にさらに粒度の細かい #2000および #3000のメタルボンドダイヤモンド砥石で超仕上する場合の加工機構の変化について検討する。

7.1 超仕上機構の変化

図9-18は、#1000のダイヤモンド砥石による超仕上面に #2000および #3000の微粒砥石で超仕上する場合の接線力 $q(t)$ 、超仕上量 $R(t)$ および仕上面粗さ $R_{max}(t)$ の変化過程である。図中の $(R_{max})_i$ は #1000の超仕上砥石で最終的に達成された仕上面粗さを示す。超仕上の進行に伴って、いずれの砥石の場合にも $R_{max}(t)$ は $(R_{max})_i$ から急激に減少し、やがて徐々に一定となる。すなわち、材料を除去する砥粒切れ刃が微粒であるため #1000の超仕上砥石に

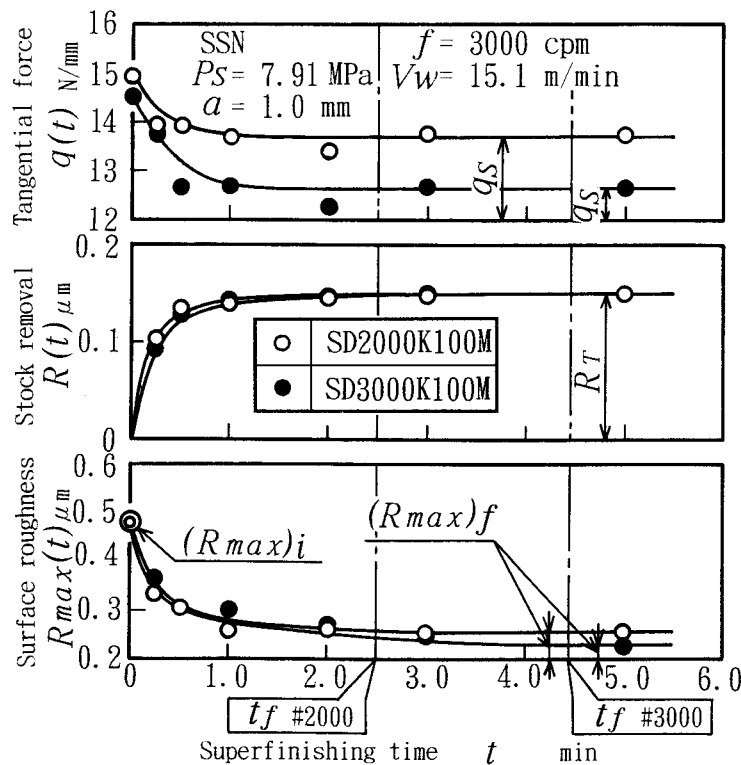


Fig. 9-18 Superfinishing process of SSN with #2000 and #3000 stone

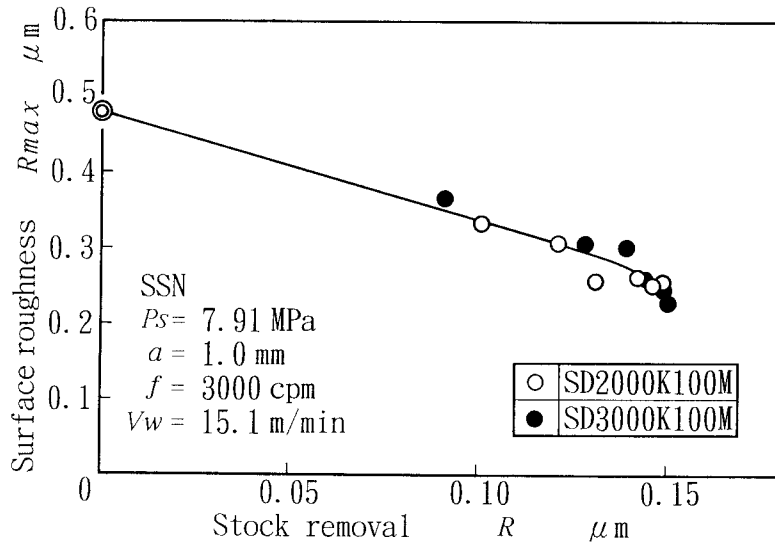


Fig. 9-19 Relationship between surface roughness and stock removal

よって創成された仕上面の微細な凹凸の凸部からさらに材料が除去されることがわかる。最終的に達成される仕上面の粗さは # 3000 の砥石を用いる場合が # 2000 の砥石の場合よりわずかではあるが小さい。このことに伴って、 $q(t)$ は超仕上開始直後から急激に減少し、やがて一定値に収束するが、# 3000 の砥石は # 2000 の砥石に比べて砥粒径が小さく砥粒切れ刃の突出量が少なくなるため # 3000 の砥石の接線力は # 2000 の場合に比べて小さくなる。一方、# 1000 の超仕上砥石を用いる場合は図 9-3 に示したように砥石の材料除去能力が持続するが、微粒砥石で超仕上する場合は加工の開始直後に $R(t)$ が急激に増加するもののやがて材料は除去されなくなる。なお、最終的な $R(t)$ に粒度の影響はほとんど認められない。また、# 2000 の砥石の場合が # 3000 に比べて加工単位が大きいと思われるため、いずれの値も速やかに変化し、図中の t_f で示す実超仕上時間は、この加工条件の場合 # 2000 の砥石を用いる場合が # 3000 の場合のおよそ半分である。

次に、図 9-19 に超仕上過程における超仕上量 $R(t)$ と仕上面粗さ $R_{max}(t)$ の関係を示す。 $R(t)$ の増加に伴って $R_{max}(t)$ は小さくなるが、超仕上量と仕上面粗さの改善量はほぼ等しく、その変化は砥石の粒度にはほとんど影響されない。このことは、図 9-18 に示したように # 2000 と # 3000 の砥石を用いる場合、仕上面粗さが最終的にほぼ等しくなることから、 t_f 以前においても砥石との干渉部の仕上面粗さはいずれの粒度の場合にも同様と考えられ、超仕上の進行過程における仕上面粗さは前加工面の凹部と干渉部分の粗さの和であることを示唆するものである。

これまで述べたように、# 1000 の砥石と # 2000 および # 3000 の砥石の場合で超仕上機構に相違が認められるが、このことを決定づける要因について次に検討する。図 9-20 に各粒度の砥石で超仕上する場合の最終的な抵抗比 ρ_s を示す。図のように # 2000 および # 3000 の砥石を用いる場合はいずれも ρ_s がおよそ 0.3 であるが、# 1000 の砥石の場合は約 0.4 となり他の粒度の場合を上回る。したがって、砥粒の保持強度が大きいメタルボンド砥石の場合、粒度

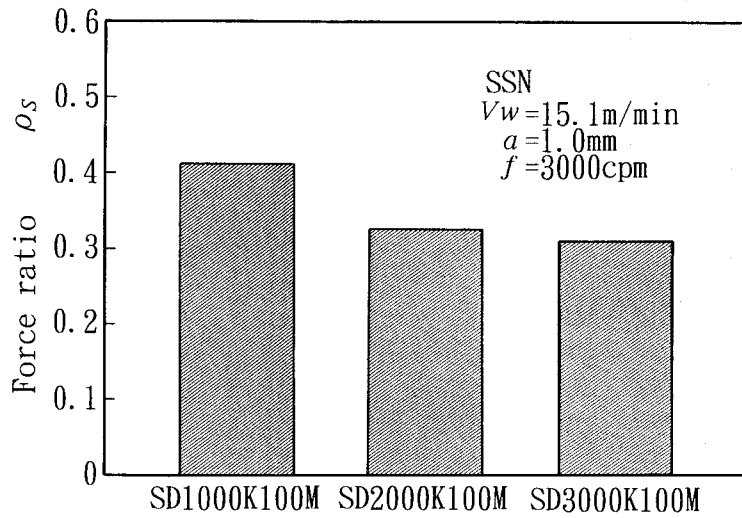


Fig. 9-20 Effect on superfinishing force ratio with grain size

が細くなるほど砥粒切れ刃の突出量が小さくなるために目詰まり状態が誘発され、最終的に砥石作用面と仕上面とが滑り摩擦の状態になるものと思われ、その境界粒度が #1000と #2000の間に存在することがわかる。

7.2 超仕上結果への影響

図9-21は、微粒砥石を用いた場合の実超仕上時間経過後の接線力 q_s および仕上面粗さ $(R_{max})_f$ に及ぼす工作物周速度 V_w の影響を示すものである。微粒砥石の場合は最終的に超仕上の進行が停止するが、それまでの過程において V_w が小さいほど最大切削方向角 θ が大きくなり砥粒切れ刃によって被削材表面に作用する力の変動が大きいいため、 $(R_{max})_f$ は V_w が小さ

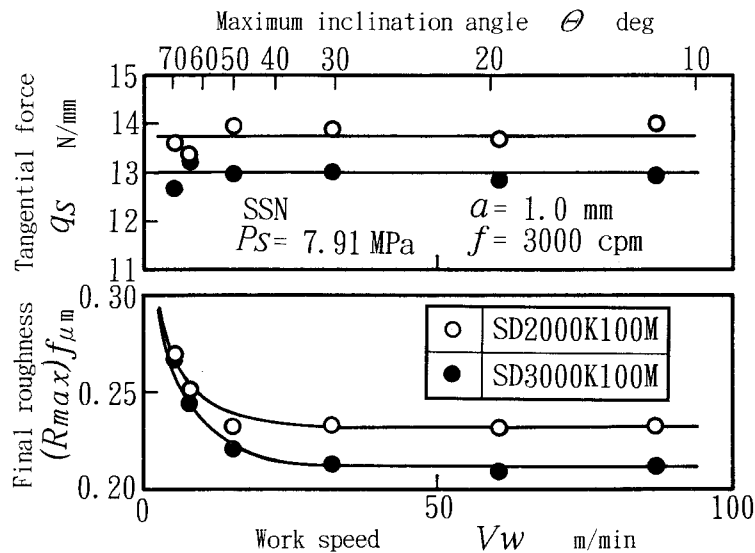


Fig. 9-21 Relationships between tangential force or final roughness and work speed

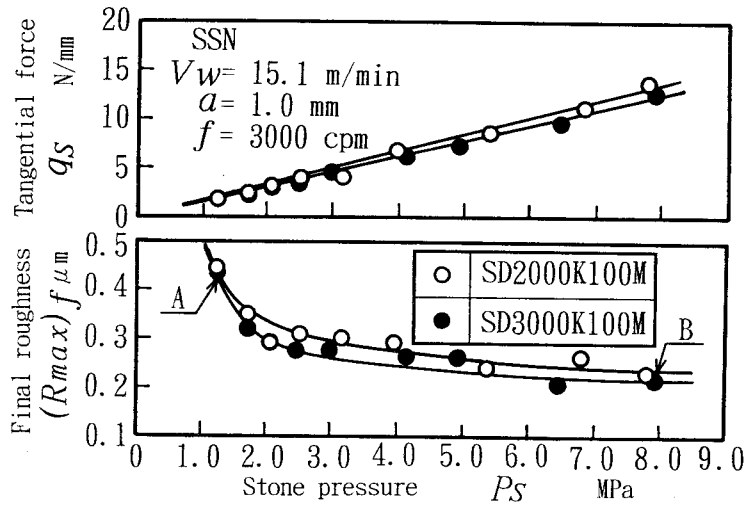


Fig. 9-22 Effect on tangential force or final roughness and with stone pressure

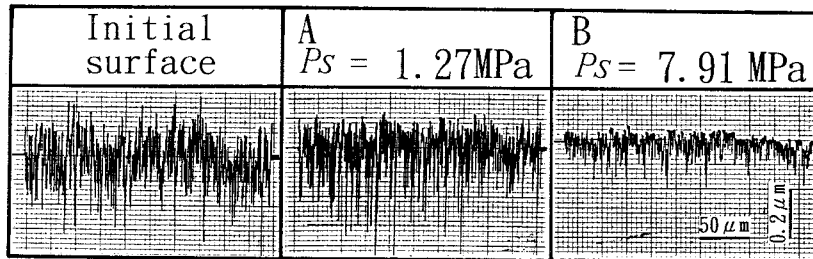


Fig. 9-23 Surface roughness profiles of initial (ground) surface and superfinished surface at point A and B in Fig. 9-22

いほど若干増大する。また、 q_s は V_w にはほとんど影響されずほぼ一定である。これは、 V_w の低下に伴う $(R_{max})_f$ の増大と切削角の増大の相互効果によるものと思われる。

図9-22 は、微粒砥石を用いた場合に達成される仕上面粗さ $(R_{max})_f$ およびその時点での接線力 q_s に及ぼされる砥石圧力 P_s の影響を示すものである。 q_s は # 1000 の砥石の場合と同様に P_s の増加とともにほぼ直線的に増加し、# 2000 の場合が # 3000 の場合に比べて若干大きい。一方、 $(R_{max})_f$ は # 2000 の砥石を使用する場合は # 3000 の場合よりやや大きくなるが、いずれの場合も P_s の増加に伴って $(R_{max})_f$ が減少し、約 7.0 MPa 以上ではほぼ一定になる。つまり、# 1000 の砥石の場合とは全く逆の変化傾向である。この支配要因を明らかにするため、図中の A および B の砥石圧力における # 3000 の砥石による最終仕上面の断面形状を測定した。その結果を 図9-23 に示す。前加工面は # 1000 の超仕上砥石による加工面であるが、微細な凹凸が数多く存在することがわかる。この面を # 3000 の砥石で超仕上すると B ($P_s = 7.91 \text{ MPa}$) の場合には前加工面に存在したほとんどの凹凸が除去されているが、A ($P_s = 1.27 \text{ MPa}$) の場合には凸部が僅かしか除去されておらず、プラトーホーニングによる仕上面⁹⁻¹²⁾と同様な状態であることがわかる。すなわち、微粒砥石の場合には砥石圧力が小さいと前加工面の凸部が僅かに除去されることによって接触圧力は材料除去の限界に達し、超仕上が停止するこ

とによって最終仕上面の粗さが決定されることがわかる。

第8節 ファインセラミックスの高精度超仕上げの検討

メタルボンドダイヤモンド砥石を用いた常圧焼結窒化けい素の超仕上げ機構について、以上で得られた知見をもとに高精度超仕上げを確立するための指針を示す。#1000の砥石で超仕上げする場合は、超仕上げ開始後の過渡状態から定常状態に移行すると安定した材料除去が維持され、さらに微粒砥石を用いると砥石圧力に支配される限界接触状態まで超仕上げが進行した後加工が停止することを考慮すれば、図9-24に示す超仕上げ工程によって高精度を得ることが可能である。すなわち、超仕上げの加工条件と仕上面粗さとの関係が既知であることを前提として、工作物を要求寸法 R_r 、要求仕上面粗さ $(R_{max})_r$ まで荒加工および微粒砥石による仕上げ加工の二つの工程で超仕上げする場合を想定する。まず、研削加工によって仕上面粗さ $(R_{max})_g$ で R_g まで寸法が生成された工作物に#1000のような比較的粗粒の超仕上げ砥石を用いて荒加工する。この場合、超仕上げによって $(R_{max})_g$ まで寸法が減少した後定常状態となるため、荒工程で達成される仕上面粗さ $(R_{max})_{mid}$ と $(R_{max})_r$ から求められる仕上げ工程における加工量 R_{fin} を R_r から差し引いた寸法 R_{mid} に到達するまで荒加工を続ける。次に、 $(R_{max})_r$ によって設定される加工条件で微粒の超仕上げ砥石による仕上げ加工を超仕上げが停止するまで行う。仕上げ工程における加工量 R_{fin} は $(R_{max})_{mid}$ と $(R_{max})_r$ から必然的に決定される。以上のように砥石の粒度による超仕上げ機構の変化を利用した二段階の超仕上げ法によって窒化けい素に高い精度を与えることが可能である。

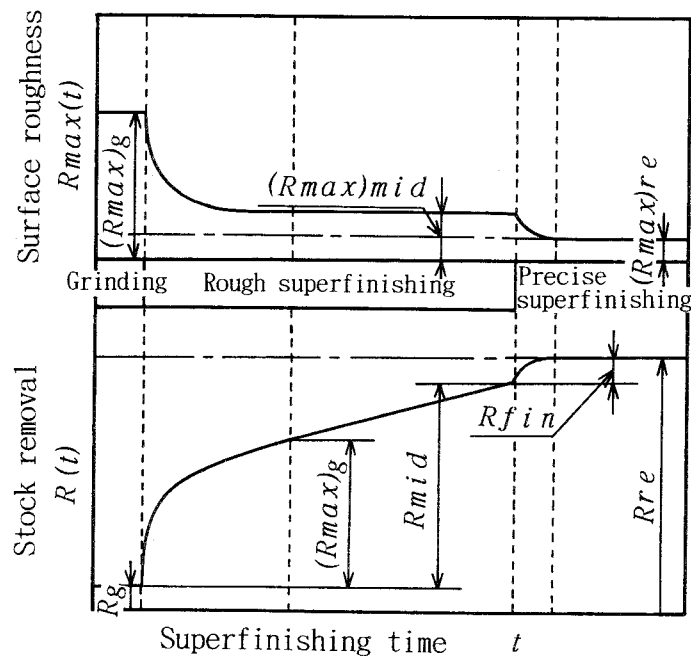


Fig. 9-24 Concept of precision superfinishing technique of fine ceramics with diamond stone

第9節 結 言

本章では、砥石の運動条件ならびに研削痕が残留する加工面性状を理論的に考慮した切れ味の評価基準量として前章で定義した平均砥石除去深さを超仕上過程に適用することでメタルボンドダイヤモンド砥石による常圧焼結窒化ケイ素の超仕上機構を明らかにした。さらに、砥石の粒度による超仕上機構の変化についての検討を加え、高精度超仕上法を確立するための指針を示した。本章で得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) #1000のメタルボンドダイヤモンド砥石でSSNの研削面を超仕上する場合、超仕上開始から研削痕がほぼ除去されるまで超仕上量および砥石損耗量の急増、仕上面粗さおよび接線力の急激な低下が生じ、その後は比較的安定した切削状態が持続する。
- (2) 微粒のダイヤモンド砥石で超仕上する場合は、砥石と工作物の限界接触状態まで加工が進行した後、超仕上量および仕上面粗さなどすべての現象値が一定になり超仕上が停止する。
- (3) SSNの超仕上過程において、平均砥石除去深さおよび接線力は砥粒に作用する加工圧力ならびに加工面の仕上面接触面積率にほぼ支配される。
- (4) 工作物周速度など砥石の運動条件の変化に対して平均砥石除去深さはほぼ一定であるが、工作物周速度の増加によって仕上面粗さが改善される。
- (5) 砥石圧力が高いほど砥石の材料除去能力は向上し、その傾向は工作物表面に研削条痕が多く残留するほど顕著に現れる。
- (6) 切削状態が維持する#1000の超仕上砥石の場合、砥石圧力が最終的な仕上面粗さに及ぼす影響は比較的少ないが、微粒の砥石で超仕上する場合は砥石圧力が小さいほど前加工面の凹凸が残留し仕上面品位が低下する。

《 参 考 文 献 》

- 9-1) 松森 昇：超砥粒による精密砥粒加工技術，機械の研究，**42**，4（1990）482.
- 9-2) 佐々木外喜雄，岡村健二郎，高橋尚郎，寺谷忠郎：超仕上の基礎的研究(続報)，日本機械学会論文集，**20**，90（1954）72.
- 9-3) 上田隆司，金曾久佳，杉田忠彰：超仕上の加工機構に関する研究，日本機械学会論文集(C編)，**57**，538（1991）2154.
- 9-4) 上田隆司，金曾久佳，松森 昇，杉田忠彰：ファインセラミックスの超仕上加工——加工条件と被削性，精密工学会誌，**57**，7（1991）1229.
- 9-5) 奥田 博，平井敏雄，上垣外修己：構造材料セラミックス，オーム社（1987）23.
- 9-6) 作花済夫 編：セラミックスを知る事典，アグネ（1982）96.
- 9-7) 河村末久，矢野章成，樋口誠宏，杉田忠彰：研削加工と砥粒加工，共立出版社（1984）185.
- 9-8) 9-7)の183.
- 9-9) 9-7)の186.
- 9-10) 浅枝敏夫：超仕上に関する諸問題——主として仕上機構について，日本機械学会誌，**55**，405（1952）656.
- 9-11) 中島利勝，中川平三郎，藤原貴典，宇野義幸：超仕上に関する基礎的研究，昭和58年度秋季精機学会広島地方学術講演会講演論文集（1983）11.
- 9-12) 林 邦久，藤本紀洋，永井卓司，熊野康雄，頼本保次郎，峰松信男：ホーニング加工に関する新技術の紹介，マツダ技報，7（1989）149.

第10章 結 論

本編では、メタルボンドダイヤモンド砥石による各種ファインセラミックスの研削機構を、1つの切れ刃による円弧形切削実験および円筒プランジ研削実験によって明らかにし、さらにファインセラミックスの超仕上機構を実験的に検討することによってファインセラミックスの高品質機械加工技術を確立するための基礎的知見を得た。

第2章では、エンジニアリングセラミックスの代表的な材料特性について説明し、ファインセラミックス製品を機械加工によって高品質化することの重要性を、その製造工程の現状を踏まえて解説した。

第3章では、研削過程における個々の切れ刃の切削現象を幾何学的に解析し、切れ刃の上すべり現象を伴った過渡的切削過程が仕上面粗さ、研削能率などの研削結果を決定づけることを明確にした。

第4章では、円錐状ダイヤモンド切れ刃を用いて部分安定化ジルコニアおよびサイアロンの円弧形切削実験を行い、その過渡的切削過程における切れ刃の干渉量の増加に伴う弾性接触領域から塑性変形領域、さらに切削領域への移行、また弾性および塑性限界背分力の存在などから、ファインセラミックスの過渡的切削過程が金属材料の場合と同様であることを確認した。さらに、切れ刃の干渉の後に加工面下に残留するクラックの生成機構を検討し、クラックの深さを切削抵抗および切れ刃形状などから理論的実験的に予測することが可能であることを示した。

第5章では、プランジ研削加工における材料除去の基礎的解析を行うことによって、研削現象に付随して発生する砥石の切込み量に影響を与える諸々の現象すなわちかつぎ現象が砥石台切込み量と寸法生成量との隔たりを生じていることを明確にし、プランジ研削における材料除去機構の解析にあたりこのかつぎ現象を十分に考慮する必要があることを示した。

第6章では、部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削現象に金属材料の場合に確立された理論解析法を導入することで、5つの研削特性値、すなわち寸法生成加速度、砥石摩耗速度、研削系剛性、接触剛性および切削剛性から研削抵抗、切残し量、寸法生成量などを決定でき、そのプランジ研削過程を定量的に表現できることを明らかにした。

第7章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いてファインセラミックスの円筒プランジ研削実験を行い、サイアロンの場合を中心としてその研削過程および表面生成機構を明らかにした。さらに、研削によってファインセラミックスの仕上面下に生成されるクラックおよび加工変質層を観察し、特にサイアロンの場合は材料の塑性変形によって生成された滑らかな表面の下にもクラックが残留し、仕上面の直下には材料の結晶粒界が識別できない層および構成粒子の塑性変形した層が生成されることを確認した。

第8章では、超仕上について、工作物上における砥石の運動軌跡の理論的解析を基に、砥粒切れ刃の材料除去能力の評価基準量として砥粒平均切込み深さの概念を定義した。さらに、超仕上の進行に伴う砥石の接触圧力の変化に対応するため、前加工面（研削面）の断面形状

から得られるアボット負荷曲線と工作物半径減少量から砥石との実接触面積を求めることで砥石の平均接触圧力の変化を取り入れた超仕上過程の解析法を提案した。

第9章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いた常圧焼結窒化けい素の超仕上実験を行い、その超仕上過程に第8章で定義した平均砥石除去深さおよび砥石の平均接触圧力を導入することで、金属材料の場合にはみられない特有な過程で超仕上が進行することを明らかにした。また、超仕上砥石の粒度による超仕上過程への影響を利用した高精度超仕上法についての考察を加えた。

第II編 繊維強化複合材料の高品質研削加工

第1章 緒 論

21世紀の新産業を構築する基幹素材として、先端複合材料がセラミックス構造材とともにますます注目されるようになってきている¹⁻¹⁾。特に、その中でも強化材料として繊維を用いた複合材料が主流を占めている。繊維強化複合材料が、高性能でしかもこれまで存在しない材料として、劇的にその効果を現し始めたのは、第二次大戦後のアメリカ空軍、NASA（国家航空宇宙局）を中心とする航空宇宙用構造材料への利用である¹⁻²⁾。それ以来、マトリックス材料、繊維材料、繊維形状、繊維の配向形態などの改良によって優れた複合材料が開発され、今日ではさまざまな分野へ応用されている¹⁻³⁾。

繊維強化複合材料は、科学の発展に伴って生じた、材料に対する厳しい要請に応えるために、従来の合金よりも低密度、高強度、疲労強度および耐熱性の高い材料の創造を目標として現れた新素材の1つである。すなわち、それぞれの素材が有する特徴を最大限に発揮し、欠点を補い、有用な特性を発現する、いわばその極限が追究された材料である¹⁻⁴⁾。したがって、複合材料の学問的領域は、材料科学、金属学、高分子技術、破壊力学、応用力学、異方性弾性理論、加工学、材料工学などの広範な分野にわたる総合的な科学技術の結晶と知識が要求される学際的領域といえる¹⁻⁵⁾。本編では、その領域の1つである機械加工学の見地から繊維強化複合材料をとらえる。

繊維強化複合材料は、一次成形によって製品となる場合もあるが、切断、切削、穿孔、研磨などの二次加工が要求される場合も多く見受けられる。このような場合、高強度、高弾性率の強化繊維を使用しているため、二次加工は非常に困難となる。すなわち、繊維との断続的な接触による工具の摩耗、発熱が著しく、そのための工具損耗は甚だしい¹⁻⁶⁾。さらに、このような加工現象に伴って加工面性状の劣化も生じ、これによって塗装工程前の表面処理が要求されることも問題となっている¹⁻⁷⁾。一方では、レーザ加工も行われるが、層間剥離などの問題を解決できていないのが現状である¹⁻⁸⁾。繊維強化材料の機械加工に関する研究は、これまで切削加工を中心として、工具摩耗および仕上げ性状の解析が行われており、これらに及ぼされる繊維材料、切れ刃形状および繊維の配向方向などの影響について検討されている^{1-9~11)}。

本編は、繊維強化複合材料の代表であるガラス繊維強化プラスチックならびにエラストマー系の繊維強化材料であるアラミド繊維強化ゴムを研削加工することによって高品質化を達成するための基礎的知見を得ることを目的としており、緒論、結論および以下に示す3つの章から構成される。

第2章では、繊維強化プラスチックおよび繊維強化ゴムの材料特性について説明し、研削によってその機能を高度化する意義について解説する。

第3章では、ガラス繊維強化プラスチックの加工表面品位の向上に研削加工が有効であるとの見解からその研削機構を、特に表面品位低下の主要因であるガラス繊維の損傷状態およびマトリックスとの剥離などを微視的観点から実験的に検討する。

第4章では、アラミド繊維強化ゴムの伝動ベルトの研削加工を前提とし、その研削機構ならびに研削による表面性状への影響を検討する。まず、基礎的知見を得るためにベルト状のマトリックスゴムをダイヤモンド砥石でプランジ研削する場合の研削機構および加工面性状に及ぼす各種加工条件の影響について実験的検討を行う。つぎに、アラミド繊維強化ゴムの研削機構について検討し、伝達性能の評価値である仕上面の摩擦係数を研削加工によって制御・調整する手法について考察する。さらに、アラミド繊維強化ゴムの研削加工面の表面特性値から仕上面の摩擦係数を予測する手法を提案し、その妥当性を検討する。

第5章では、研削加工によるガラス繊維強化プラスチックの仕上面の高品質化およびアラミド繊維強化ゴムの仕上面特性の調整について、第2章から第4章までの各章において得られた知見をまとめる。

《 参 考 文 献 》

- 1- 1) 内田盛也 編：先端複合材料の設計と加工，工業調査会（1988） i.
- 1- 2) 小野昌孝：複合材料のおはなし，日本規格協会（1983） 9.
- 1- 3) 島村昭治：未来を拓く先端材料，工業調査会（1982） 118.
- 1- 4) 堂山昌男，山本良一 編：複合材料，東京大学出版会（1984） 5.
- 1- 5) D. Hull：An Introduction of Composite Materials（宮入裕夫，池上皓三，金原 勲 訳：複合材料入門），培風館（1983） i.
- 1- 6) 長谷川嘉雄，花崎伸作，里中 忍，難波江周一郎：GFRP切削時の工具摩耗特性に及ぼす工具材種の影響，精密機械，**47**，6（1981） 652.
- 1- 7) 1- 2)の43.
- 1- 8) 1- 1)の86.
- 1- 9) 長谷川嘉雄，花崎伸作，錦美 認：GFRP切削における工具の摩耗機構，精密機械，**50**，11（1984） 1747.
- 1-10) 金枝敏明：CFRP（炭素繊維強化プラスチック）の切削機構に関する研究（第3報）——工具刃先丸味ならびに逃げ角の影響，精密工学会誌，**57**，3（1991） 491.
- 1-11) 朝比奈奎一，鈴木節男：エンドミルによるトリミング加工におけるGFRPの切削特性，精密工学会誌，**57**，12（1991） 2187.

第2章 繊維強化複合材料

第1節 繊維強化複合材料とその特性

繊維強化複合材料は、マトリックス材料と2種類以上の強化繊維材料を組み合わせ、それぞれの素材の特徴を活かして構成される材料である。複合材料は man made 材料であるため、他の工業材料と異なり所期の使用目的に沿った設計が可能であり²⁻¹⁾、その展開に大きな期待がかけられている。本章では、本編で対象とする代表的な繊維強化複合材料である繊維強化プラスチックおよび繊維強化ゴムについて説明する。

1.1 繊維強化プラスチック (FRP)

FRPの工業材料としての特徴は軽量でかつ優れた耐食性であり、それに加えて大型構造物にも対応できる優れた成形性である。したがって、このような特徴を活かした用途の開発が盛んに行われているが、また強化材の種類によってもFRPの機能は異なることから高強度、高弾性率の軽量構造物としてだけでなく、多くの機能に対応できる新しい多機能材料として航空宇宙関係、エネルギー関係、一般産業関係などのあらゆる分野において用途の拡大が行われている。

本編で工作物に選定した材料は、新素材としての複合材料の中でも最も歴史が古く、現在でも広く構造用材料として用いられているガラス繊維強化プラスチック (GFRP) である。GFRPは、図2-1に示すように軽量化によるエネルギー効率の向上を強度、剛性などの力学的仕様を犠牲にする事なく達成するために開発され、現在に至っている。さらに、他の構造材料に比べて成形性が良好であり、製造コストの点でも有利である。

1.2 繊維強化ゴム (FRR)

FRRは、繊維によって強化されたゴム材料であり、いわゆる複合材料という言葉の定義のなかった時代から、タイヤ、ベルト、ホースなどに利用されてきている。FRRの特性をFRPなどと比較すると、繊維とマトリックスの弾性率の比が2桁以上もあり、この弾性率の差がFRPとは異なった特異な異方性を示す原因ともなっ

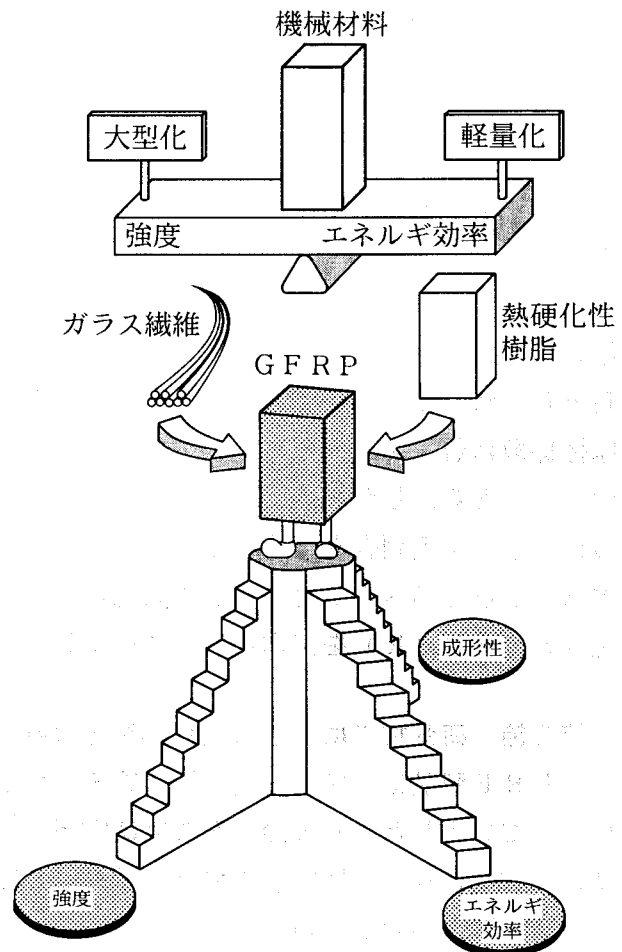


Fig. 2-1 Concept of GFRP

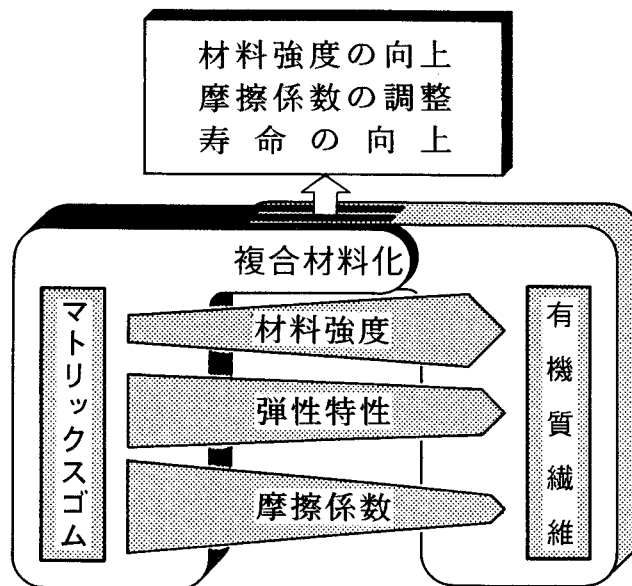


Fig.2-2 Effects with ingredient of matrix rubber and organic fiber

ている²⁻²⁾。FRR構造物では張力は主として繊維によって負担されるが、せん断力の一部は、マトリックスゴムによって分担されることもある。また、マトリックスであるゴム自身もミクロ的にみると粒子分散系の複合材料とみることができ²⁻³⁾、この特徴を活かした機能性ゴムも最近開発されている。FRRの強化材には、タイヤなどの例外を除けば一般にナイロン、ポリエテルなどの合成樹脂系の有機質繊維が用いられる²⁻²⁾。マトリックスゴムと有機質繊維の材料特性を比較すると、図2-2に示すように、有機質繊維はマトリックスゴムに比べて材料強度は高いが、弾性特性は劣る。したがって、両者によって複合材料とした場合、ゴム単体に比べて材料強度ならびに使用寿命が向上する。さらに、ゴム製品は構造材料としてだけでなく、その表面特性を利用した機能材料としても用いられる。特に表面の摩擦係数に着目すると、摩擦係数の大きいマトリックスゴムと小さい有機質繊維との隔たりが顕著である。したがって、複合材料化によって両者の間の摩擦係数とすることができ、さらに繊維の混入割合を調整することで自在に所期の摩擦係数に調整することができる。本編では、最近伝動ベルト材料として開発され、その将来性が有望視されているアラミド繊維強化ゴム(AFRR)を工作物として選定した。

第2節 研削加工による繊維強化複合材料の高付加価値化の意義

GFRP製品は、成形工程を経た後そのまま製品とされるものもあるが、その多くは成形によって発生したバリの除去あるいは穴明けなどの二次加工を必要とするのが現状である。特に、穴明けなどの切削加工では急激な工具摩耗、加工表面の性状の悪化などコストに大きく拘わる問題が生じている²⁻⁴⁾。また、GFRPの成型品の表面は流動性に富む樹脂によって覆われているため比較的滑らかであるが、二次加工を施された面はかなり粗く、仕上げに塗装工程などを行う場合の重大な問題となっている²⁻⁵⁾。したがって、粗さの小さい良好な

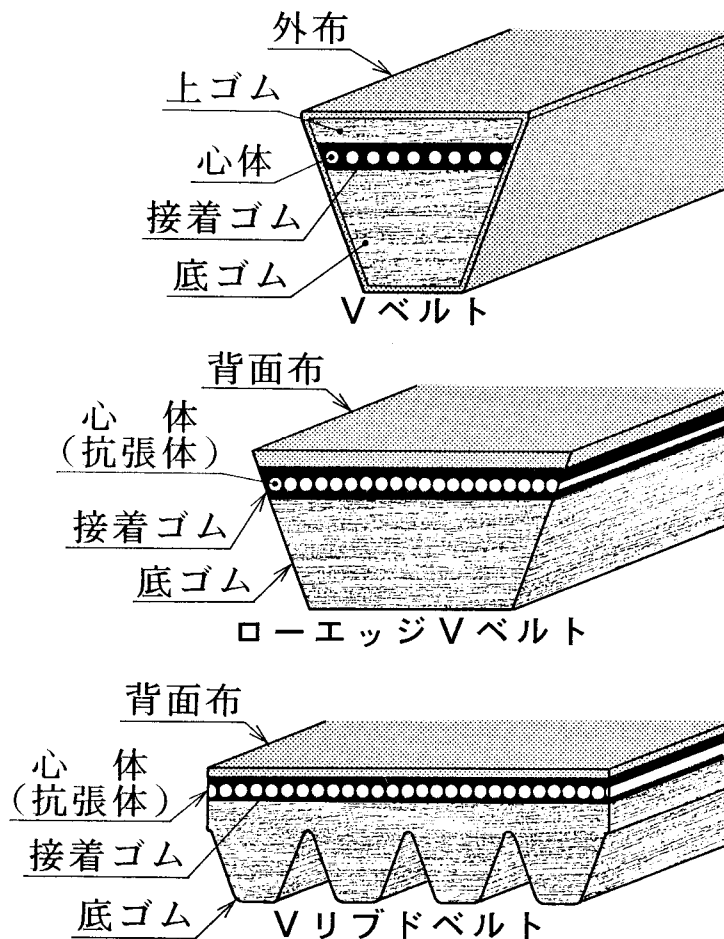


Fig.2-3 Structure and profile of transmission belts

GFRPの仕上面を得るための研削加工技術が確立されることによってGFRP製品の高品質化のみならず生産の高効率化が一挙に達成される。

一方、伝動ベルト材料としてのAFRRには、今や研削加工が不可欠なものとなっている。図2-3は、各種伝動ベルトの形状および構造ならびにその変遷を示すものである。JISに規格されるVベルトは、ポリエステル線などの心体を上ゴムと底ゴムとの間に接着し、ベルト全体を外布で覆う構造である。したがって、使用に際しては外布がプーリと接触するため、外布の性質が伝達性能を決定する。Vベルトよりも更に厳しい使用条件が要求される場合に用いられるローエッジVベルトは、背面布に心体を接着し、さらに底ゴスを接着固定した構造である。このベルトは、その構造からブレードによる切断加工によって仕上げられ、切断面がプーリとの接触面となる。したがって、切断条件がベルトの伝達性能を決定する。Vリブドベルトは、その構造こそローエッジVベルトと同様であるが、底ゴムがリブ形状であるため総形砥石による研削加工が不可欠となる。Vリブドベルトの場合も、プーリとの接触面は研削によって創成されたリブ部の斜面となるため、研削条件がベルトの伝達能率に大きく影響することになる。

また、繊維強化ゴム材料を用いた伝動ベルトの摩擦係数は、マトリックスゴム表面からの

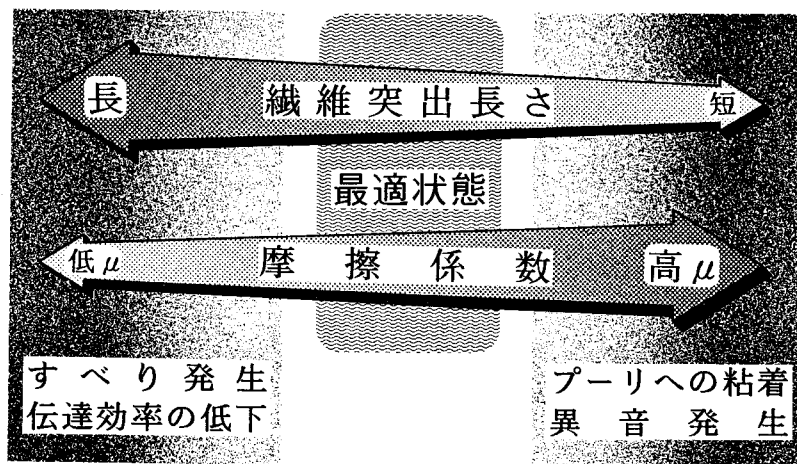


Fig.2-4 Influence of projecting fiber size on transmitting condition

繊維の突出長さに大きく左右され、両者の関係は 図2-4 に示すとおりである。すなわち、本来マトリックスゴムに比べて摩擦係数の低い繊維の突出長さが増加するに従って伝動ベルトの摩擦係数は低くなる傾向にある。ところが、摩擦係数が低い場合はベルトとプーリ間に滑りが発生し、伝達効率が低下する。一方、摩擦係数が高い場合はベルトがプーリとの接触中に粘着し、プーリとの離脱に伴う異音の発生を招く。したがって、最適な摩擦係数を得るために研削加工によって繊維の突出長さを最適値に制御することが必要となる。したがって、この場合の研削加工は“ベルトを要求寸法および形状に成形する”ことに加えて“仕上面性状すなわちベルトの摩擦係数を適切に制御・調整する”というもう1つの重要な役割を担う。

《 参 考 文 献 》

- 2-1) 日本機械学会 編：先端複合材料，技報堂出版（1990）31.
- 2-2) 2-1)の147.
- 2-3) 山田準吉：ゴム，大日本図書（1968）78.
- 2-4) 内田盛也：先端複合材料の設計と加工，工業調査会（1988）185.
- 2-5) 小野昌孝：複合材料のおはなし，日本規格協会（1983）43.

第3章 ガラス繊維強化プラスチックの研削特性

第1節 緒言

ガラス繊維強化プラスチック（以下GFRPと略記する）は従来の金属材料に比べ比強度、比弾性率が大きく、高い耐食性を有し、コストパフォーマンスにも優れた材料である。そのため、構造材料として用いられる代表的な複合材料として自動車、航空機、船舶等の機械部品への利用に拍車がかかりつつある。

GFRPは成形工程を経ただけで部品として使用されることもあるが、多くの場合バリの除去、穴あけ、切断等の機械的二次加工が行われている。GFRPの切削加工においては急速な工具摩耗や層間剥離などによる加工表面品位の低下等の問題に直面しており、これまでの研究によってGFRPの切削加工における工具摩耗³⁻¹⁾および表面生成機構³⁻²⁾に関する検討が報告されているが、砥粒加工の代表である研削加工に関する研究はほとんど行われていない。

そこで本章では、高速微小切込み切削現象の集合である研削加工がGFRPの加工表面品位の向上に有効であると考え、GFRPの円筒プランジ研削加工を試み、その研削過程および表面生成機構を実験的に解明した。特に、表面品位低下の原因の1つであるガラス繊維の損傷状態およびマトリックスとの剥離等を微視的観点から解明し、各種加工条件が及ぼす影響についても明らかにした。

第2節 ガラス繊維強化プラスチックの材料特性

工作物として用いた各種GFRPを表3-1に示す。いずれの材料もガラス繊維(Eガラス、 $\phi 12\mu\text{m} \times 30\text{mm}$)にポリエステル樹脂を含浸させたSMCをホットプレス成形したもので、ガラス繊維の含有率により表のようにそれぞれ名称を決定した（以下各名称で示す）。形状はすべて $\phi 160 \times 10\text{mm}$ の円筒形である。また材料中のガラス繊維は、被削材の中心軸に垂直な面内でランダムに配向している。したがって加工表面に現れる繊維の理論的断面形状は、長径の方向が研削方向に一致した楕円または円となる。また、本研究では材料におけるガラス

Table3-1 Specimens used in grinding test

Work	Fiber contents wt. %	Fiber direction	Matrix	Production method
G. F. 0	—	—	Polyester	Molding
G. F. 20	20	In-plane random		SMC
G. F. 30	30			
G. F. 60	60			
G. F. 65	65			

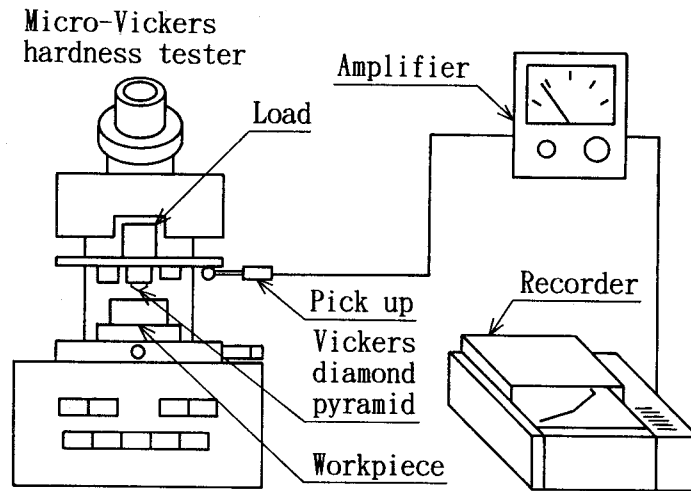


Fig. 3-1 Experimental apparatus for investigation of hardness of GFRP

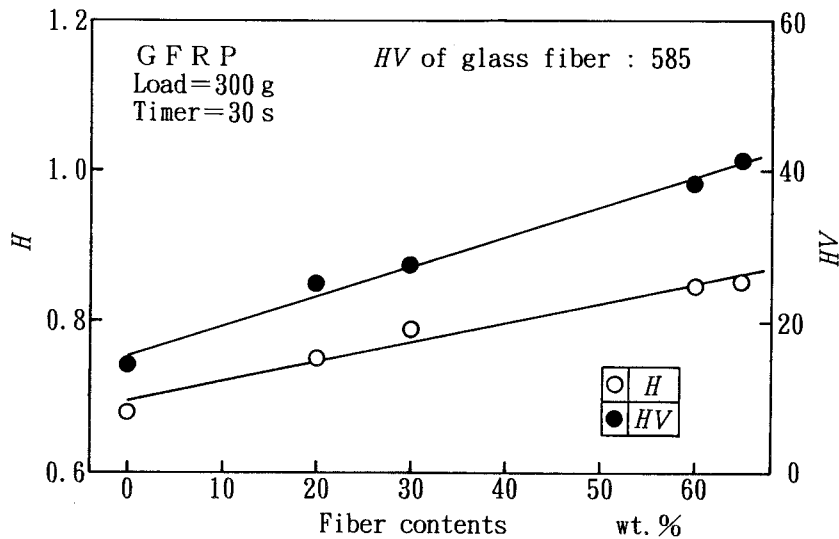


Fig. 3-2 Relationships between hardness included elastic deformation or Vickers hardness and fiber contents

繊維の特異性を明確にするため、注型成形したポリエステル樹脂についても比較検討を行った。

研削点では砥粒切れ刃と被削材とが弾性変形を伴って干渉する³⁻³⁾ため、材料の弾性変形を考慮した硬さの把握が実験結果の推測に有効と考えられる。そこで本章では、図3-1に示す方法で荷重を負荷した状態でのビッカース圧子の工作物表面からの到達深さを測定し、各工作物について弾性変形を考慮した硬度を求めた。この方法によって求めたガラス繊維含有率と弾性変形を考慮した硬度 H および通常のビッカース硬度 HV との関係を 図3-2 に示す。図から明らかなように、ガラス繊維含有率が増加するにしたがいいずれの硬度も直線的に増加する。これは、圧子が材料表面から侵入すると周辺のガラス繊維がたわむことによって圧

子の侵入が妨げられるためと考えられる。また、両者の硬度の差から、ガラス繊維含有率が高いほど除荷による変形回復量が多いことがわかる。

第3節 研削実験方法および条件

研削実験は、図3-3 に示すようにG C砥石を用いてGFRPを円筒プランジ研削する方式で行い、砥石台移動量、寸法生成量、砥石摩耗量、研削抵抗、表面粗さ、工作物表面温度上昇などを解析した。なお、GFRPとの比較のためにFC25を同様に円筒プランジ研削した。研削抵抗は主軸の静圧軸受け内に装着したピエゾ式圧電変換器によって、砥石台移動量および工作物半径減少量はそれぞれ電気マイクロメータによって検出した。砥石摩耗量は研削砥石の断面形状をプラスチック板に転写し、それを触針式粗さ計で測定することにより求めた。

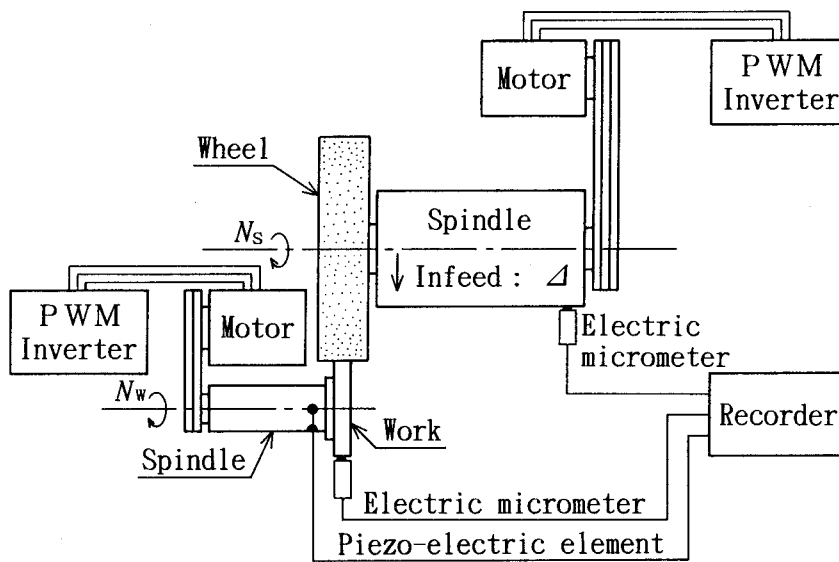


Fig. 3-3 Schematic diagram of experimental set-up

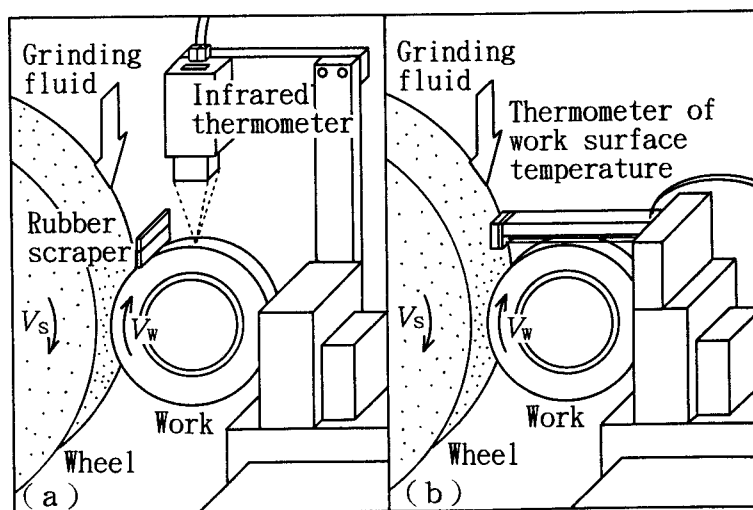


Fig. 3-4 Experimental apparatus for measuring surface temperature of workpiece

また、加工表面の形状を触針式粗さ計で測定するとともに、加工表面のガラス繊維およびマトリックスをSEMにより観察することによって表面生成機構を検討した。工作物表面の温度上昇は、それぞれ図3-4に示す方式で測定した。すなわち、導電体であるFC25の場合は中間金属の法則を採用したC/A熱電対法により測定し、導電性を示さないGFRPの場合は加工表面の研削液をスクレーパで除去した後、赤外放射温度計によって測定した。主な研削条件は以下のとおりである。

研削方式：円筒プランジ方式
 研削砥石：GC80L10V（ $\phi 405 \times 50\text{mm}$ ）
 工作物：GFRP, FC25
 相対研削速度： $V = V_s + V_w = 11.9 \sim 47.6 \text{ m/s}$
 （ V_s ：砥石周速度， V_w ：工作物周速度）
 速度比： $K_v = V_w / V_s = 0.0074 \sim 0.0225$
 設定砥石切込み量： $\Delta = 0.5 \sim 2.5 \mu\text{m/rev of W.P.}$
 研削系剛性： $k_{sy} = 14.17 \text{ N}/\mu\text{m}$
 研削液：ソリュブル型，80倍希釈，15 ℓ /min
 ドレッシング：単石ダイヤモンドドレッサ
 10 $\mu\text{m} \times 0.2\text{mm/rev of G.W.} \times 4\text{pass}$

第4節 円筒プランジ研削過程

本節では、G.F.65をGFRPの代表材料に設定し、そのプランジ研削過程をFC25の研削過程と比較検討する。

図3-5 (a)および(b)は、それぞれGFRPをGC砥石を用いて円筒プランジ研削した場合の一つの研削サイクルにおける研削背分力 $p(t)$ 、研削主分力 $q(t)$ および寸法生成量 $R(t)$ の変化過程を示すものである。また、図3-6はFC25を同様な加工条件で円筒プランジ研削した場合の各値の変化過程を示す。(b)中の $d(t)$ は砥石台移動量であり、これと寸法生成量 $R(t)$ との差が各種切残し量となる。つまり砥石摩耗量 $d_0(t)$ 、研削系の弾性変形量 $d_1(t)$ 、砥石と工作物との接触剛性および表面粗さに起因する切残し量 $dr(t)$ である。また図中の t_e はブランク研削時間、 t_s は過渡研削時間、 t_f は有効スパークアウト研削時間を示す。図からわかるように、GFRPの1プランジ研削サイクルは、過渡、定常、スパークアウトの3つの異なる研削状態から構成され、金属材料を円筒プランジ研削する場合と同様である³⁻⁴⁾。また、FC25の場合に比べると、GFRPをプランジ研削する場合の研削抵抗および各種切残し量はいずれもかなり小さく、ブランク研削時間、過渡研削時間および有効スパークアウト研削時間はいずれも短くなっている。なお、作用する1つの砥粒切れ刃は異なる材料の断続切削を行うにもかかわらず、図中の研削条件の場合の砥石摩耗速度は $3.5 \times 10^{-3} \mu\text{m/s}$ とかなり小さい。したがって、切削加工の場合は急激な工具摩耗等の工具系の要因により表面特性および加工精度が低下する³⁻¹⁾が、研削加工の場合は研削結果に対して工具系の要因を特筆するまでもないと思われる。

図3-7は、GFRPとFC25を同じ条件で研削加工した場合の加工表面の温度上昇 $\Delta\theta_w$ の変

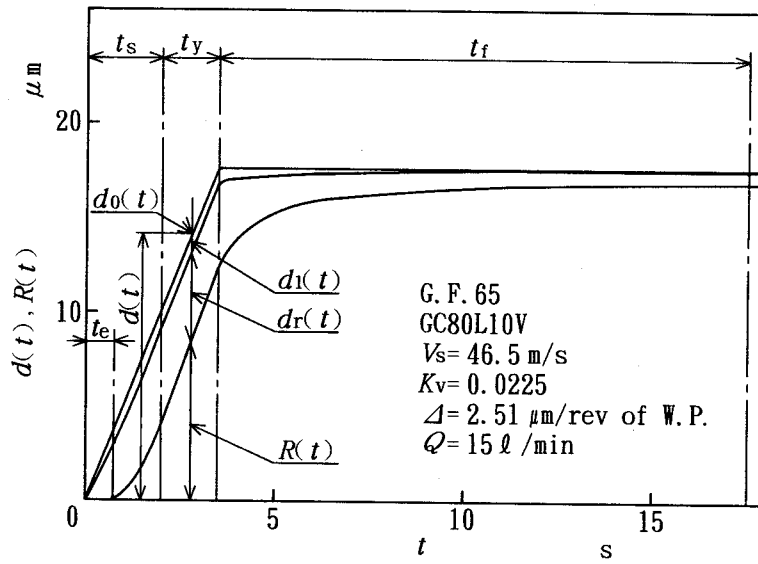
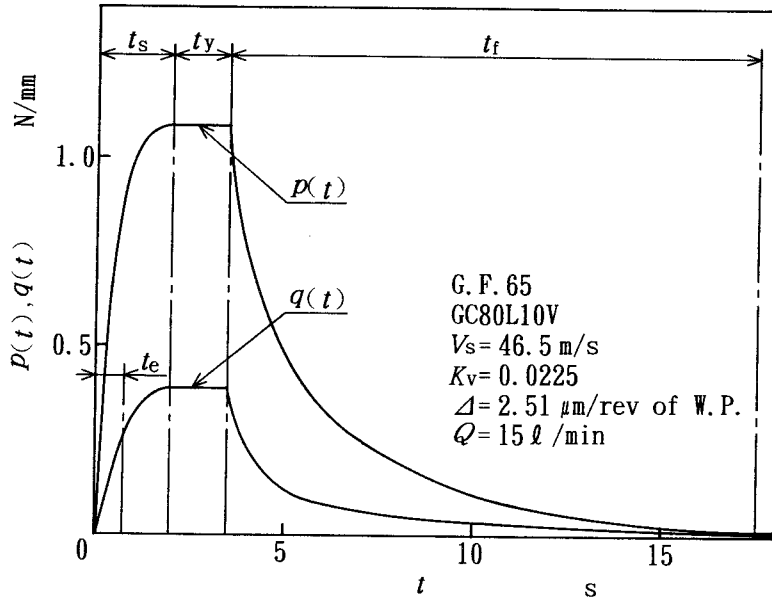


Fig.3-5 Plunge grinding process in grinding GFRP

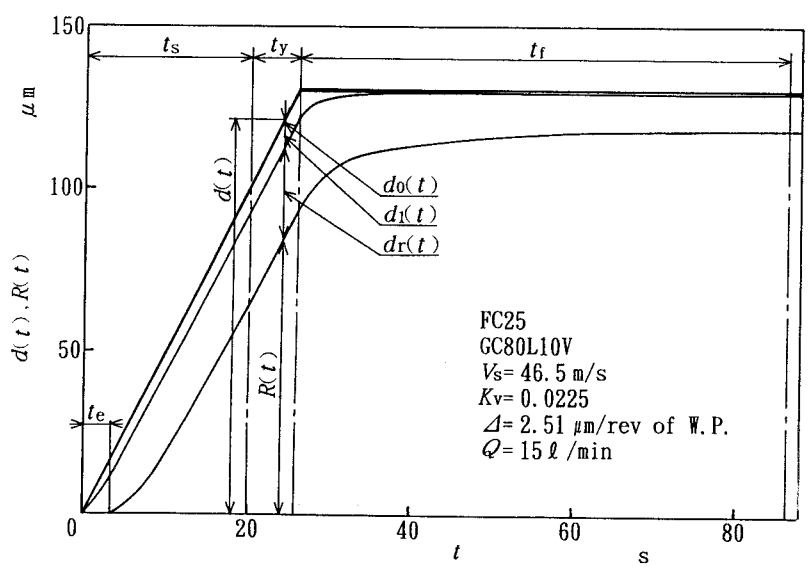
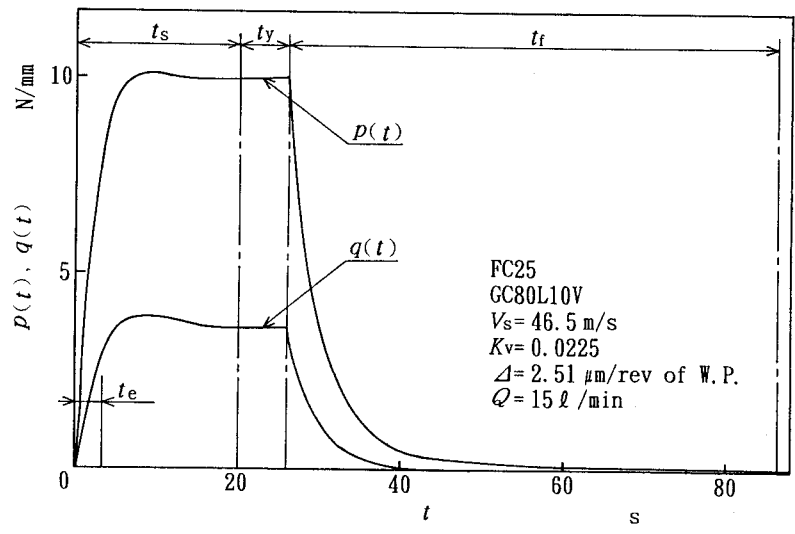


Fig.3-6 Plunge grinding process in grinding FC25

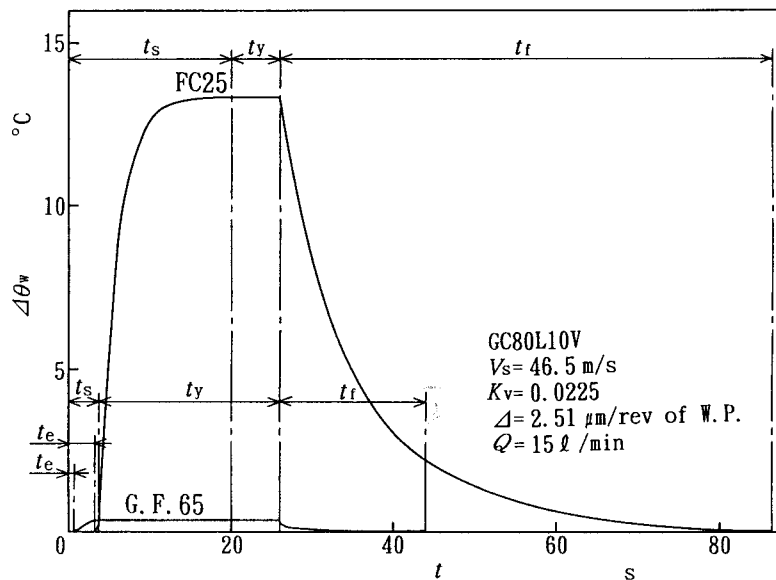


Fig.3-7 Variations of surface temperature-rise in plunge grinding process of GFRP and FC25

化過程を示したものである。図のように、GFRPの温度上昇は極めて小さく、FC25の場合の約1/50である。以上の結果より、材料除去の観点からはGFRPを研削加工する際の被削性はそれほど悪くないものと思われる。

第5節 表面生成機構の検討

5.1 研削加工面性状

図3-8は、定常研削状態におけるG.F.0およびG.F.65の加工表面粗さの測定例である。図からわかるようにポリエステル樹脂(G.F.0)の加工表面には、金属材料の研削加工面と同様な凹凸に加えて若干のピット状の凹部が存在する。一方GFRPの場合は、G.F.0の粗さ曲線に加えてさらに大規模なピットが生じることがわかる。そこで図に示すようにピットを除いたポリエステル樹脂粗さの中心を基準として、最大粗さ R_{max} を主に樹脂の盛り上りによって生成される上部粗さ R_h および最大ピットの先端までの深さ R_p に分類する。

図3-9にG.F.0およびG.F.65の定常研削加工面のSEMによる観察例を示す。G.F.0の研削面には、金属材料の研削面と同様に砥粒切れ刃との接触によって生成された多数の条痕が観察され、その表面はポリエステル樹脂の塑性変形によってかなり滑らかであるが、部分的に表面の小さな損傷が観察される。これが前図において認められたピット状の凹部であり、図からポリエステル樹脂の結晶が砥粒との干渉によって歪むことに伴って生成された微細なクラック状の窪みである。一方、G.F.65の研削面は、ポリエステル樹脂の部分はG.F.0の研削面に見られたようになり滑らかであるが、表面に現れたガラス繊維のすべてに脆性破壊した痕跡が確認される。また、表面のガラス繊維には砥粒との接触によって生成された滑らかな部分も観察される。以上の観察結果から、前図のG.F.65の粗さ曲線から定義した R_p は、ガラス繊維の脆性破壊によってガラス繊維が離脱した痕跡によって構成されることが裏付け

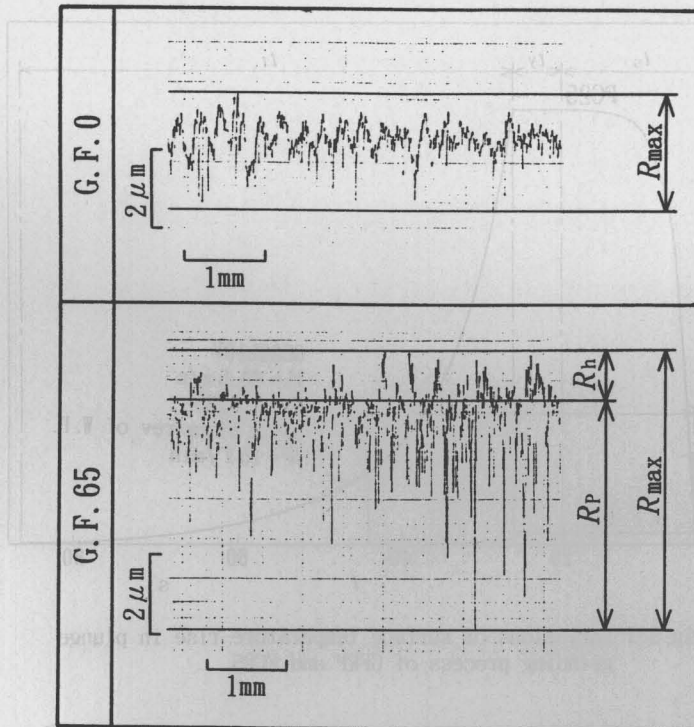


Fig. 3-8 Surface roughness profiles of G.F.0 and G.F.65

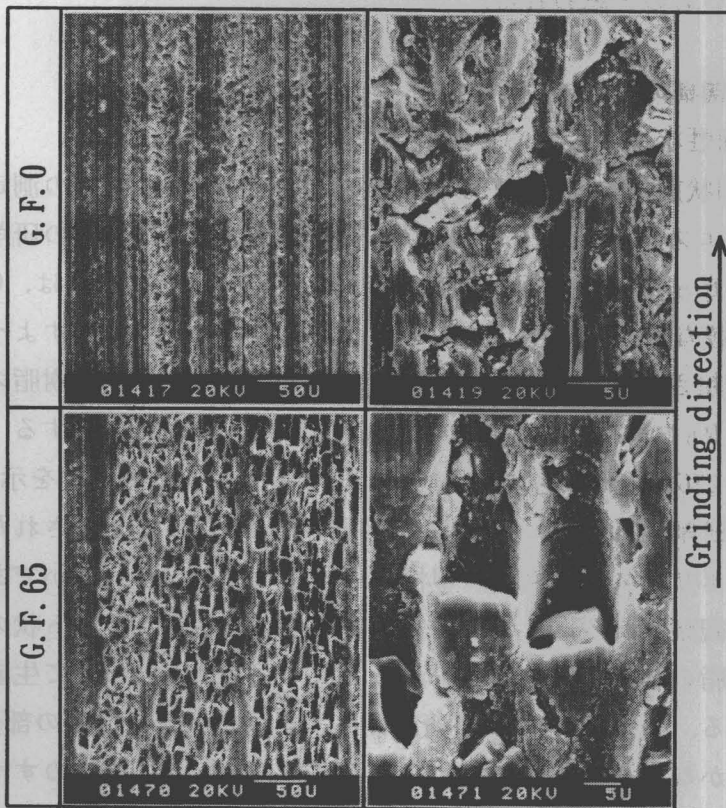


Fig. 3-9 SEM photographs of ground surface of G.F.0 and G.F.65

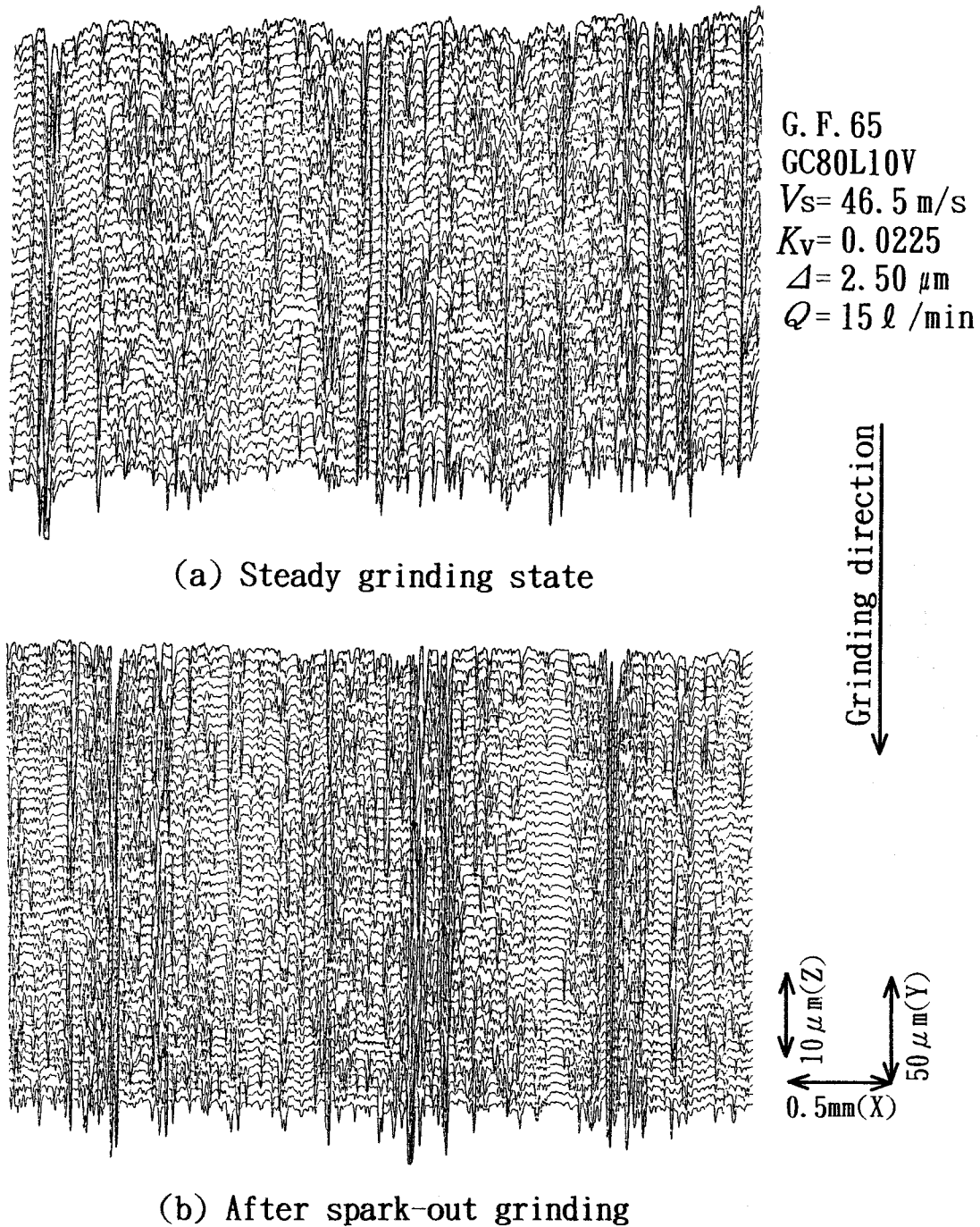


Fig. 3-10 Profiles of ground surface of G.F. 65 in steady grinding state and after spark-out grinding

られる。

図3-10 は、G. F. 65の定常研削状態とスパークアウト研削終了後における加工表面形状を比較したものである。図から、加工面のピットに関してはほとんど違いが確認されないが、マトリックス樹脂の切れ刃側方への盛り上がりと思われる凹凸がスパークアウト研削を行うことで除去され、比較的平坦な表面へと変化していることがわかる。

5.2 繊維配向角によるガラス繊維除去機構の変化

図3-11は、GFRPの定常研削加工面のSEM写真およびこれより推察した砥粒切れ刃とガラス繊維との干渉状態を模式的に示したものである。図中の θ は研削方向に対するガラス繊維の配向角($0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$)を示す。加工表面を観察した結果、研削によってガラス繊維は図に示すような3つの破壊形態となることが確認された。

1)大破壊型 (Type I)

ガラス繊維の配向角が比較的小さい場合に生じる。ガラス繊維は砥粒切れ刃との干渉開始後においては塑性変形しており、砥粒逃げ面との接触による条痕が生成され滑らかな面となるが、やがて大破壊が生じて先端のガラス繊維が離脱し、図3-9で示したようなかなり深い凹部が生成されている。これは砥粒切れ刃の通過に伴い繊維の断面積が減少し、繊維に生じる曲げ応力が材料強度を越えた結果と考えられる。

2)微細破壊型 (Type II)

配向角が 90° 程度の場合の破壊形態である。この場合ほぼ繊維の軸方向に研削抵抗が作用するため、繊維が曲げ変形をほとんど受けることなく干渉に伴う局所的な圧縮応力により生成されたとと思われる微細な破壊が多数観察される。

3)破壊停止型 (Type III)

配向角がかなり大きくなると1)の場合とは逆に繊維の断面積が零から増加するため、砥粒とガラス繊維との干渉開始後において多数の微細な破壊が生じているが、繊維の断面積が増加するに従い切れ刃との干渉点における応力が破壊強度を下回るため、ガラスの塑性変形へと移行する。

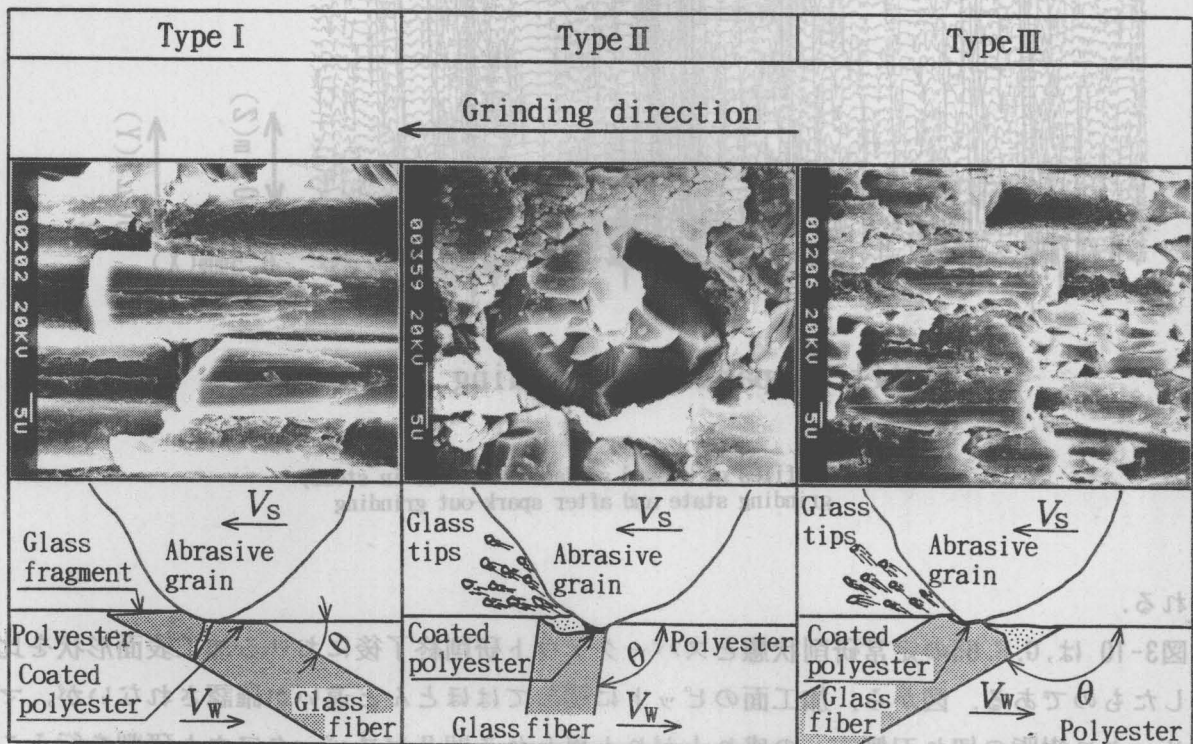


Fig. 3-11 SEM photographs of ground surface and the fracture models of glass fiber

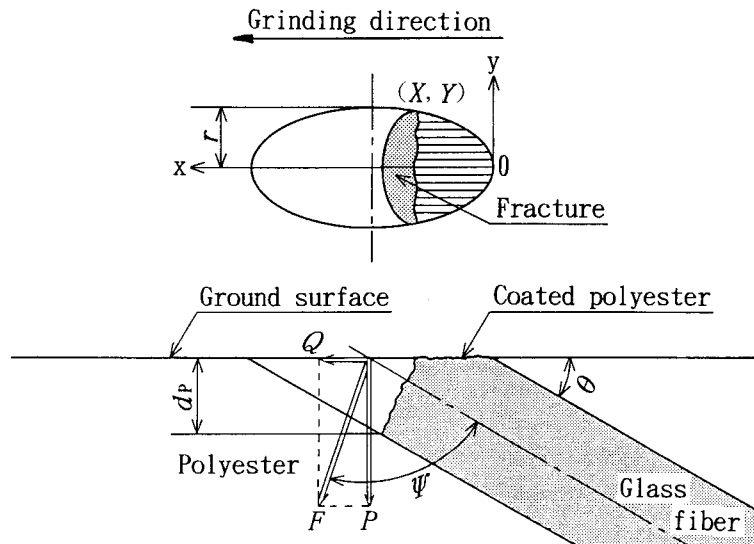


Fig. 3-12 Conduction of fiber or engage angle and pit depth

なお、ポリエステルは主に材料の塑性流動による平滑な面が生成される。また、ガラス繊維表面にポリエステルが付着している部分も観察される。

図3-12は、ガラス繊維の配向角 θ および表面からのピットの深さ d_p の求め方を模式的に示したものである。図中の F は背分力 P と主分力 Q の合力、 ψ は合力 F に対するガラス繊維の角度であるエンゲージ角³⁻⁵⁾を示す。この図において繊維断面の楕円形状から配向角 θ およびエンゲージ角 ψ は幾何学的に次式の関係にある。

$$\left(\frac{x - \frac{r}{\sin \theta}}{\left(\frac{r}{\sin \theta} \right)^2} \right)^2 + \frac{y^2}{r^2} = 1 \quad (3-1)$$

$$\psi = \tan^{-1} \rho - \theta + 90^\circ \quad (\text{ただし } \rho = Q/P) \quad (3-2)$$

SEMによるガラス繊維の観察結果から、上記の式を用いて繊維の破壊に及ぼされる繊維方向の影響を検討した。

図3-13は、定常研削面における配向角 θ およびエンゲージ角 ψ に対するピット深さ(d_p)s、破壊形態の変化を示したものである。(b)は(a)の加工条件に比べて設定砥石切込み量 Δ および速度比 K_v ともに小さい加工条件で研削した場合の結果である。いずれの図においても明らかのように、配向角が比較的小さい場合は繊維の破壊形態がType I (大破壊型)となり、配向角が小さいほど破壊によって生成されるピットは深くなる。配向角が増加してエンゲージ角が零度($\theta = 107.7^\circ$)付近の場合はType II (微細破壊型)の破壊形態となり、微細破壊が生じる。そのため破壊により生成されるピットは浅く、ほぼ一定となる。さらに大きな配向角の場合は、Type III (破壊停止型)の破壊形態となり、配向角の増加に従ってピットはかなり深くなる。このようにGFRPの研削における加工面品位は、切削加工の場合と同様にガラス繊維の配向方向にかなり影響され³⁻²⁾、表面品位の劣化は作用する研削抵抗の方向に対して比較的角度の大きなガラス繊維の破壊によって誘発される。(a)と(b)の場合を比較すると、(b)の場合が(a)に比べて若干左にシフトしているが、両者をエンゲージ角を基準とし

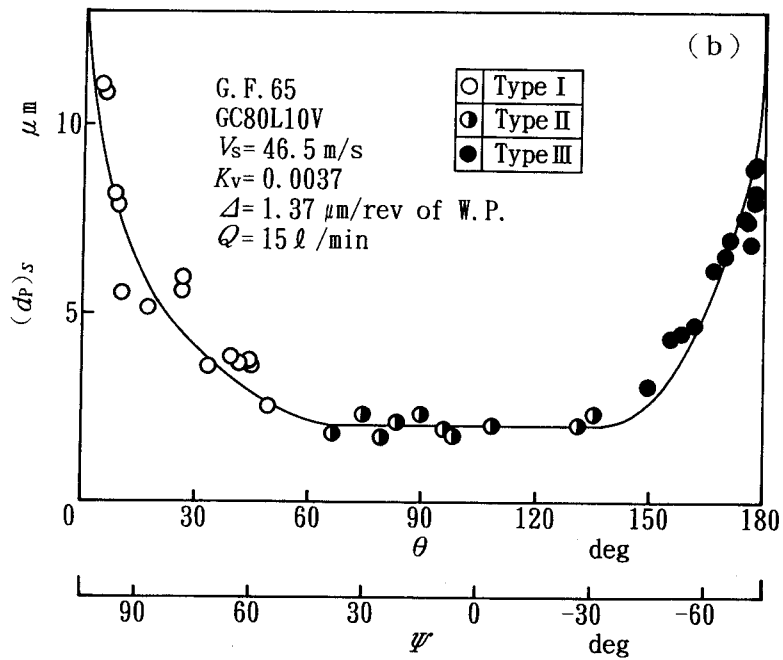
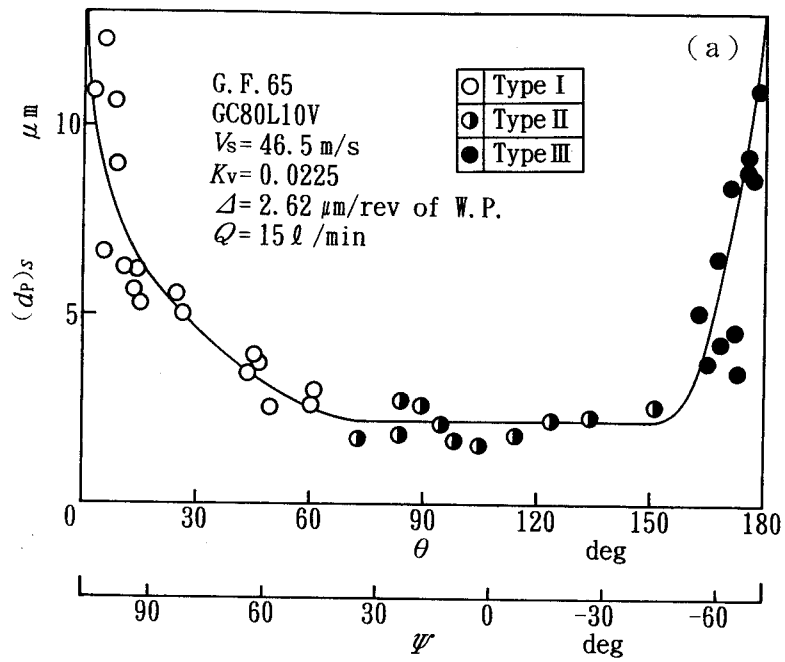


Fig. 3-13 Effects of fiber or engage angle on fracture condition of glass fiber and pit depth

て比べれば、 $(d_p)_s$ の変化をほぼ同一の直線として表すことができ、ガラス繊維の破壊形態もほぼ一致して移行することがわかる。したがって、これらの結果は、繊維に対する研削抵抗の作用方向が加工面特性を決定する一つのファクタであることを示している。

第6節 研削加工条件の影響

ここでは、GFRPを研削する場合に研削結果に及ぼす各種研削条件の影響を、研削抵抗および各種表面粗さについて検討する。

6.1 ガラス繊維含有率の影響

図3-14は、各種工作物の定常研削状態における背分力 p_s 、主分力 q_s および抵抗比 ρ_s に及ぼすガラス繊維含有率の影響を示すものである。図から、ガラス繊維含有率が増加すると

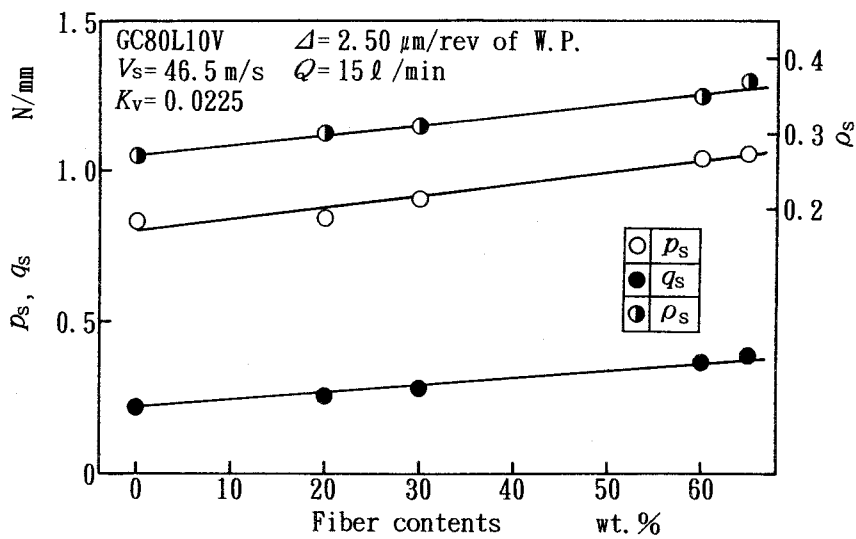


Fig. 3-14 Relationships between grinding forces or the ratio at steady state and fiber contents

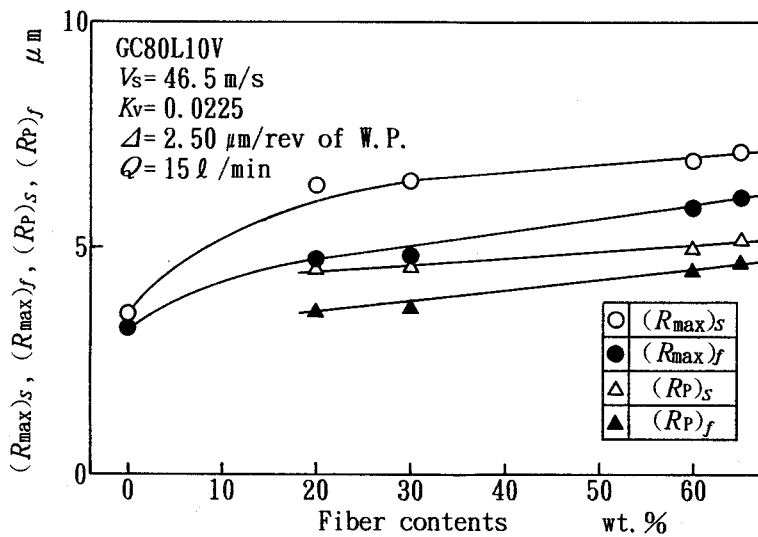


Fig. 3-15 Relationships between maximum or pit roughness of ground surface at steady state or after spark-out and fiber contents

図3-2より推測されるように研削抵抗が直線的に増加することがわかる。このような研削抵抗の変化から、抵抗比 ρ_s はガラス繊維含有率の増加とともに直線的に増加する。これらのことから、材料中のガラス繊維含有率が増加するに従って研削性能が低下することがわかる。

図3-15は、各種工作物の定常研削状態およびスパークアウト研削終了後における研削面の最大粗さ R_{max} 、ピット粗さ R_p を示したものである。したがって両粗さの差が上部粗さとなる。なお添字のsおよびfは、それぞれ定常研削状態、スパークアウト研削終了後の状態を示す。図からわかるように、ガラス繊維含有率が増加するに従っていずれの研削状態においても最大粗さ、ピット粗さともに増加し、GFRPに限ると前図に示した定常状態における研削抵抗の変化に定性的に一致する。ところが、樹脂の盛り上りによって生成されると考えられる上部粗さはほとんど変化しない。これらのことから、ガラス繊維含有率の増加に伴って研削抵抗が増加するためガラス繊維に生じる応力が増加し、繊維の破壊規模が大きくなると考えられる。また、スパークアウト研削を施すことによって最大粗さおよびピット粗さは減少し、上部粗さについても若干減少している。このことは、スパークアウト研削状態では研削系のかつき量によって研削が行われる³⁻⁴⁾ため、研削の進行に伴い切れ刃と工作物との実干渉量が徐々に減少するためと考えられる。

6.2 幾何学的干渉形状の影響

一定の切れ刃生成を施した砥石を用いてプランジ研削する場合、砥粒切れ刃と工作物との幾何学的干渉形状は速度比 K_v および工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ によって決定される³⁻⁶⁾。

図3-16は、G.F.65を研削した場合の速度比と設定砥石切込み量との積である $K_v \cdot \Delta$ と定常研削状態における背分力 p_s 、主分力 q_s および抵抗比 ρ_s との関係を示したものである。図から明らかのように、 $K_v \cdot \Delta$ の増加すなわち1つの切れ刃と工作物との幾何学的干渉形状が大きくなるに従って研削抵抗が増加する。また、抵抗比 ρ_s は幾何学的干渉形状によらずほぼ一定値を示す。

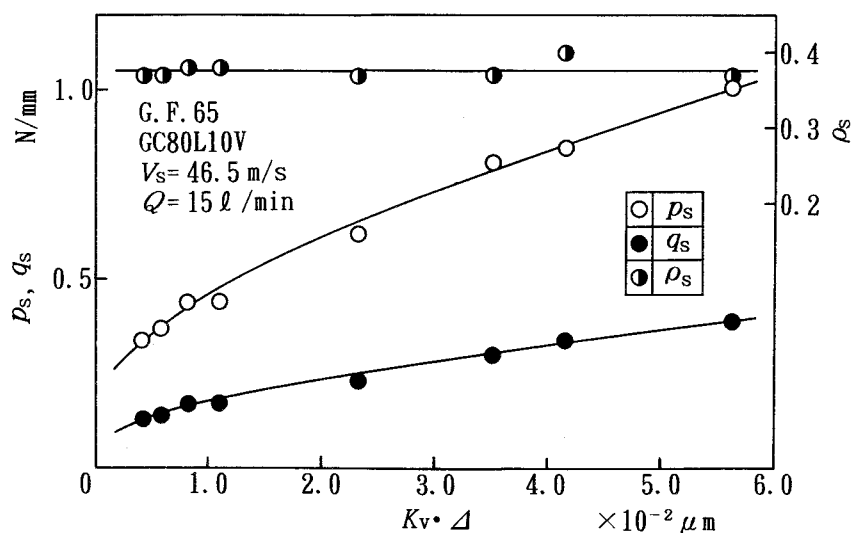


Fig. 3-16 Relationships between grinding forces or the ratio at steady state and undeformed chip size

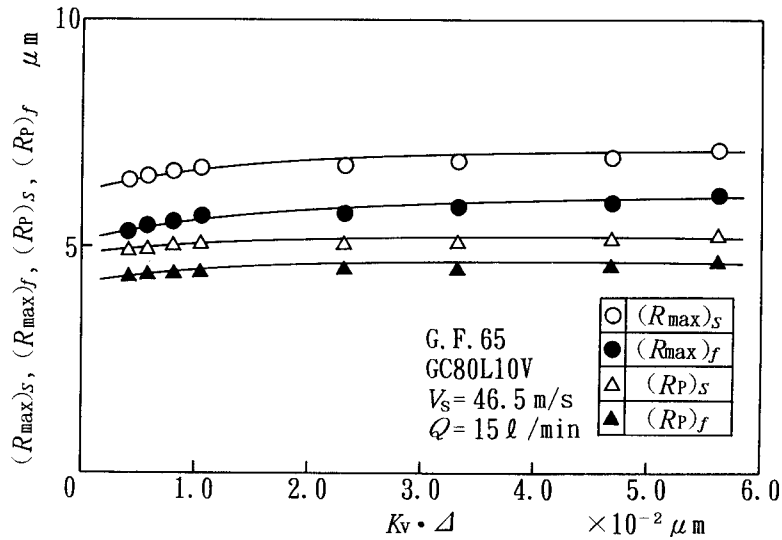


Fig. 3-17 Relationships between maximum or pit roughness of ground surface and undeformed chip size

図3-17は、 $K_v \cdot \Delta$ と定常研削状態およびスパークアウト研削終了後における各種表面粗さとの関係を示したものである。図から明らかなように、幾何学的干渉形状が大型化するとともに最大粗さ R_{\max} およびピット粗さ R_p は徐々に大きくなり、研削抵抗の変化と定性的に一致する。また、上部粗さについても徐々に増加する。このような変化を示すのは次のように考えられる。すなわち、 $K_v \cdot \Delta$ の増加に従い1つの砥粒の加工単位が大きくなり、研削抵抗が増加し、それに伴いガラス繊維の破壊が大きくなるためピット粗さ（最大粗さ）が大きくなる。また、研削抵抗の増加によって切れ刃側方へのポリエステル樹脂の盛り上がり徐々に大きくなると考えられる。また、スパークアウト研削を施すことによっていずれの表面粗さも改善される。

6.3 研削速度の影響

図3-18は、G. F. 65を研削した場合の研削速度 V と定常研削状態における背分力 p_s 、主分力 q_s および抵抗比 ρ_s との関係を、また 図3-19は、定常研削状態およびスパークアウト研削終了後の各種表面粗さとの関係を示したものである。これらの図から明らかなように、研削速度 V が速くなるに従って研削抵抗は直線的に減少する。また、抵抗比 ρ_s は研削速度 V に対してほぼ一定値を示す。一方、最大粗さおよびピット粗さは切削速度が速くなるに従い直線的に減少し、研削抵抗の変化と定性的に一致する。しかし、上部粗さに関しては研削速度の影響が余り及ぼされない。このような現象は次のように考えられる。すなわち、研削速度の高速化によって研削点における温度が上昇する。しかし、ポリエステル樹脂はガラス転移点が高いため研削速度が変化しても材料の盛り上がりはそれほど変化しない。したがって、研削速度の高速化による研削点の温度上昇は主にガラス繊維の破壊に影響を及ぼすものと考えられる。

以上のように、GFRPを研削した場合の表面品位は研削抵抗の変化と密接な関係を有する。

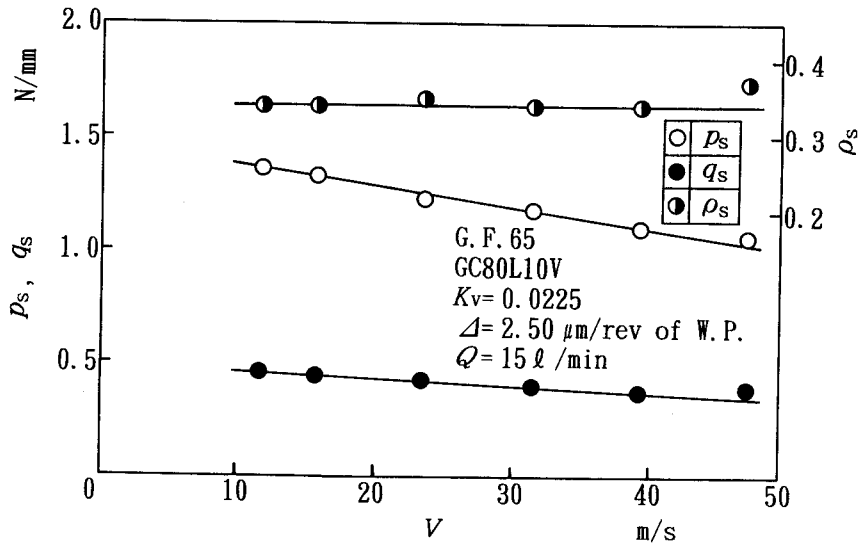


Fig. 3-18 Relationships between grinding forces or the ratio at steady state and grinding speed

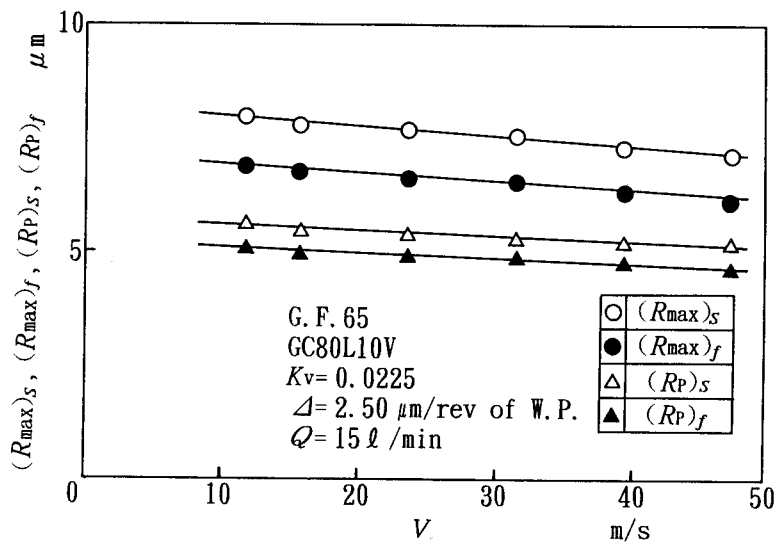


Fig. 3-19 Relationships between maximum or pit roughness of ground surface and grinding speed

第7節 結 言

本章では、GFRPの加工表面の向上に研削加工が有効であると考え、GFRPを研削加工する場合の研削過程および表面生成機構を実験的に解明し、加工表面上における一端を担うべく検討を行った。得られた主な結論は以下のである。

- (1) GFRPを研削する場合の砥石摩耗は、GFRP切削時に生じる工具摩耗ほど急速に進行しない。
- (2) GFRPの表面生成は、ガラス繊維の脆性破壊および塑性変形とマトリックスの塑性変形により進行する。

- (3) 研削によるガラス繊維は、繊維の配向角によって大破壊型、微細破壊型および破壊停止型の異なる3つのタイプの破壊形態が生じる。
- (4) GFRPの研削面品位の劣化は、主にガラス繊維の脆性破壊により生成されたピットに起因し、エンゲージ角の絶対値が大きくなるほど深いピットが生成される。
- (5) GFRPの表面粗さは、ガラス繊維含有率、砥粒切れ刃と工作物との幾何学的干渉形状および研削速度の影響を受け、その場合の研削抵抗の変化と定性的に一致している。

《 参 考 文 献 》

- 3-1) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 里中 忍: GFRP切削時の工具摩耗特性, 精密機械, **44**, 11 (1978) 1334.
- 3-2) 王 曉渡, 中山一雄, 新井 実: 繊維強化複合材料の切削加工に関する研究(第1報)——GFRPの仕上面品位について, 精密工学会誌, **55**, 4 (1989) 709.
- 3-3) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論(第1報)——加工面創成曲線, 精密機械, **36**, 2 (1970) 141.
- 3-4) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性(第1報)——かつぎ現象の解明, 精密機械, **38**, 7 (1972) 580.
- 3-5) 朝比奈奎一, 鈴木節男: エンドミルによるトリミング加工におけるGFRPの切削特性, 精密工学会誌, **57**, 12 (1991) 2187.
- 3-6) 中島利勝, 鳴瀧則彦: 機械加工学, コロナ社 (1983) 152.

第4章 研削加工によるアラミド繊維強化ゴムの表面特性の調整

第1節 緒言

従来から、駆動力伝達の手段としてコストパフォーマンスに優れ、伝達方向あるいは伝達位置へのフレキシブルな対応が可能である伝動ベルトが多く利用されてきた。これまで伝動ベルト材料としては、綿あるいはナイロンなどの短繊維によって強化した複合ゴム材料が主に用いられてきた。ところが、近年ではこれまで以上の高い伝達効率、長寿命化などの性能向上が要求されている。そこで、これまでの強化有機材料に比べて引張強度、弾力性、耐熱性などに優れる芳香族ポリアミド^{4-1~3)}(以下アラミドと称す。)繊維を強化材料としたゴム材料が開発され、これまでにない材料強度ならびに耐久性を有する伝動ベルト材料として各種動力機器に採用されつつある。伝動ベルト材料の開発とともにベルト形状にも改良が施され、自動車エンジンの付属装置の駆動に代表されるようにこれまで主流であったVベルトが、それに比べてプーリとの接触面積が広く被動力伝達能力に優れるVリブドベルトに置き換わりつつある。

Vリブドベルトの製造工程においては、その形状故に最終工程においてリブ形状の総形砥石を用いた成形研削加工が不可欠である。しかし、これまでロール状ゴム材料の研削加工に関する北嶋、森川らの研究^{4-4~7)}に停まっている。繊維強化ゴムを用いたVリブドベルトの場合は、研削加工がベルトに所要の形状を与えることに加えて、伝達性能を決定し得るプーリとの接触面の摩擦特性を調整・制御するという大きな役割も担うことになる。この場合、伝動ベルトの摩擦特性はその表面におけるマトリックスゴムと強化材料の状態に支配される。アラミドまたはナイロン樹脂に代表されるポリアミド樹脂はその摩擦係数が極めて小さく⁴⁻⁸⁾、アラミド繊維強化ゴムのマトリックスゴムとアラミド繊維の摩擦係数には大きな隔たりがあるため、研削条件の僅かな違いが摩擦特性すなわち動力伝達性能の変化に大きく現れる。したがって、アラミド繊維強化ゴムに所期の摩擦特性ならびに形状を与える研削加工技術の確立が伝動ベルトの発達に大きく貢献することになる。

そこで本章では、まずベルト状のマトリックスゴムをダイヤモンド砥石を用いてプランジ研削加工する場合の研削機構および加工表面性状に及ぼす各種研削加工条件の影響について実験的に検討を行い、アラミド繊維強化ゴムの研削機構ならびに研削加工による加工表面性状への影響についての基礎的知見を検討する。

続いて、アラミド繊維強化ゴムを研削加工する場合の加工表面のアラミド繊維の状態および摩擦係数の変化、繊維およびマトリックスゴムの除去量を主に解析している。その結果を基に、何が表面の摩擦特性を支配するのか、また如何に研削すれば所期の摩擦特性と仕上寸法を得ることができるのかということを中心に検討し、研削加工によるアラミド繊維強化ゴムの摩擦特性の調整・制御技術を確認するための指針を明らかにしている。

さらに、伝動ベルトの伝達性能を決定づけるアラミド繊維強化ゴムの研削加工面における繊維の突出状態などを考慮し、プーリと研削面との接触をヘルツの弾性接触論に基づいて解

析することによってその静摩擦係数を求め、実測値と比較検討する。さらに、接触面における接触状態および圧力分布の解析によって静摩擦係数へのプーリの押付け力の影響を明らかにし、本解析法の妥当性について検討する。

第2節 アラミド繊維強化ゴムの材料特性

伝動ベルト材料であるアラミド繊維強化ゴムは、クロロプレンゴム（CR）中にメタ型タイプの全芳香族ポリアミド（MPIA：Poly-m-Phenylene isophthalamide）の短繊維を強化材料として混入した複合材料である。CRは、合成ゴム材料の中でも耐候性、耐熱性などの諸特性が中庸で、加工性にも優れる⁴⁻⁹⁾。一般にはCRにカーボンブラックをはじめとする各種の配合剤が添加され、その種類、添加割合によって所期の材料特性に調整される。表4-1に本章で用いたアラミド繊維強化ゴムのマトリックスゴムの成分を示す。また、強化繊維材料のアラミドは、ナイロン、ポリエステルなど有機繊維として同様に使用される樹脂の中でも、特に高強度で耐熱性に優れる材料である。したがって、アラミド繊維強化ゴムは他の繊維強化エラストマーに比べて強度、耐熱性、信頼性の高い材料に位置付けられる。特にアラミド繊維は、図4-1に示すように、材料のひずみ速度が大きくなるとともに材料強度が増加する特異な性質を有する⁴⁻¹⁰⁾。したがって、研削速度によってその材料除去機構に影響が及ぼされることが予測される。また、ポリアミド系樹脂は他の樹脂に比べて表面の摩擦係数が小さい。すなわち、材料の摩擦係数の観点からは、アラミド繊維強化ゴムが摩擦係数の比較的高いゴム材料と低いアラミド繊維の複合体となり、機械加工によって広範囲に摩擦係数を調整することが可能であり、このことが産業界に大きく貢献するものと期待される。

Table 4-1 Component of matrix rubber

	Wt. %	Vol. %
Polychloroprene	55.5	61.1
Polybutadiene	2.7	4.1
Polyethylene wax	1.7	2.5
Stearic Acid	0.5	0.9
Deterioration inhibitor	4.1	5.6
Vulcanization accelerator	0.2	0.2
Plasticizing ester	4.4	6.5
Magnesium Oxido	2.7	1.2
Zinc Oxido	2.7	0.6
Zinc, Powder	3.3	0.6
Carbon black	22.2	16.7

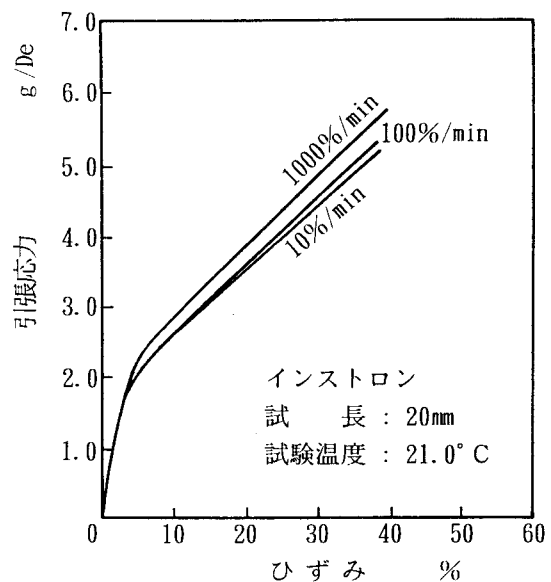


Fig. 4-1 Effect on tensile strength of aramid fiber with strain rate

第3節 実験方法および条件

3.1 ダイヤモンド砥石の有効性

アラミド繊維強化ゴムの研削は、仕上面に所期の摩擦特性を付与するために乾式条件下で

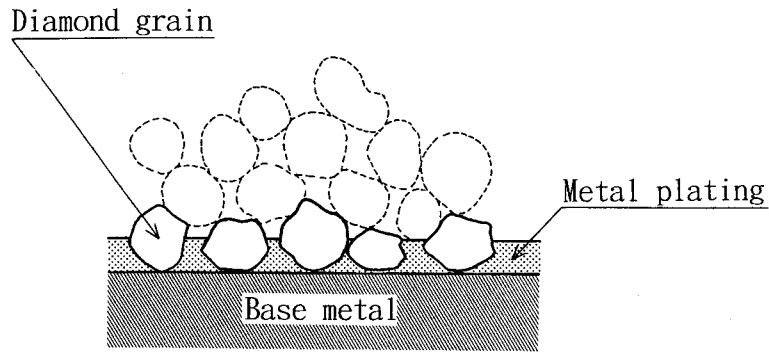


Fig. 4-2 Electro plating process of plated diamond wheel

行われる。この場合、発生する研削熱は研削液に流入するべくもなく、研削点近傍に滞留する。しかし、研削点の温度の上昇はマトリックスゴムの砥石作用面への融着を招き、目詰まりが発生するため砥石の研削性能は著しく低下する。したがって、乾式条件下において如何に多くの研削熱を研削点から取り除くかが重要な課題となる。この点に着目し、本章では砥粒にダイヤモンドを用いた研削砥石を採用した。ダイヤモンドの熱伝導率は固体物質中で最高であり、銀あるいは銅をも上回る十数 $W/(K \cdot cm)$ である⁴⁻¹¹⁾。これは、ダイヤモンドの場合は金属の場合と異なり、電子が熱を伝えるのではなく、結晶の格子振動が熱を伝えるためである。さらに、他の結合剤に比べて熱伝導率の大きい金属結合剤とし、その中でも砥石の成形性、コストパフォーマンスなどに優れたニッケルによる電着砥石を採用した。この砥石の採用によって、砥石に流入する研削熱の割合が増大し、研削点の温度上昇が緩和されることが期待できる。電着砥石は、台金をメッキ液に浸して陰極とし、図4-2に示すようにダイヤモンド砥粒を載せて電気メッキを行う。メッキ金属は台金上に析出し、ダイヤモンド砥粒を保持する時点でメッキを中止すれば、一層に並んだ砥粒先端が十分に露出した理想的な状態となり、ドレッシングが不要である。また、台金の形状を所期の形状に成形することにより、比較的高精度な総形砥石を低コストで製作することができる⁴⁻¹²⁾。

3.2 マトリックスゴムのプランジ研削実験

本実験では、合成ゴム材料の中でも耐候性、耐熱性などの諸特性をバランス良く兼ね備え、加工性にも優れたクロロプレングム(CR)⁴⁻¹³⁾を工作物として用いた。ベルト状である工作物は、図4-3に示すようにベース布上に線径0.7mmのポリエステル線を粘着性ゴムで固定し、さらに21.0 Wt.%のカーボンブラックを配合したCRシートが積層された構造であり、積層後の加熱処理により各層は密着している。図4-4に、本章で使用したマトリックスゴムのプランジ研削実験装置の概略を示す。図に示すように、工作物を主軸プーリとリニアウェイに固定した支持プーリにより支持し、あらかじめ設定張力 F を作用させることにより砥石との干渉によるベルト張力の低下を防ぎ、常に一定張力を作用させた。実験は、電着ダイヤモンド砥石でベルト状のCRをプランジ研削し、砥石台移動量、寸法生成量、研削抵抗、加工面形状などを解析することによって、研削過程を実験的に検討した。また、加工面のレプリカを触針式表面検査機で測定するとともに、SEMで観察することで表面生成機構を検討した。さらに、研削の進行に伴って砥石作用面のレプリカを順次観察することで、ゴム材

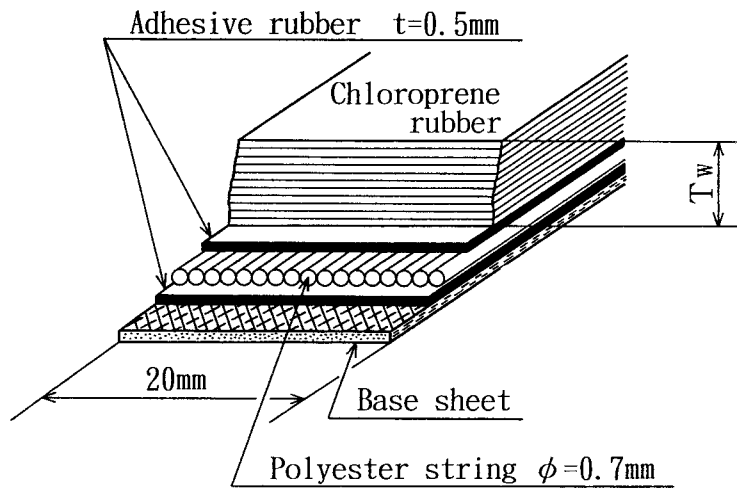


Fig. 4-3 Structure of specimen used in grinding test

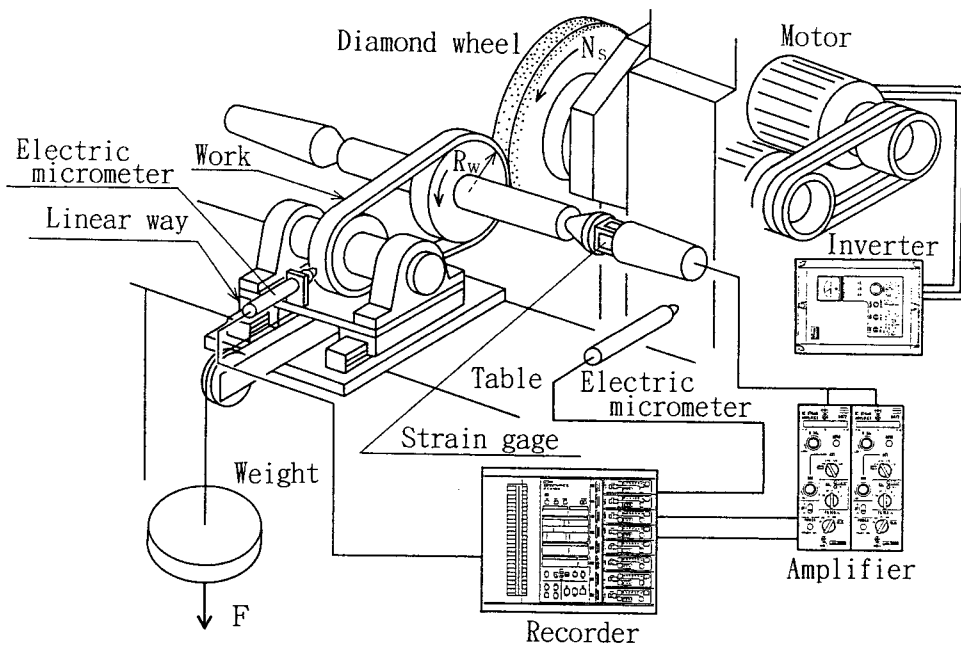


Fig. 4-4 Schematic diagram of experimental apparatus for grinding matrix rubber belt

料の研削による砥石作用面の変化についても検討した。主な実験条件は以下のようである。

研削方式：プランジ方式（乾式）

研削砥石：電着ダイヤモンド砥石（ $\phi 303 \times 10$ mm, SD120P）

工作物：クロロプレングム（CR）

（ベルト長：600mm，幅：20mm，ゴム厚 T_w ：3mm）

相対研削速度： $V = V_s + V_w = 270 \sim 1730$ m/min

（ただし V_s ：砥石周速度， V_w ：工作物周速度）

速度比： $K_v = V_w / V_s = 0.0034 \sim 0.0499$

設定砥石切込み量： $\Delta = 10 \sim 70 \mu\text{m}/\text{rev of W. P.}$

主軸プーリ径： $R_w = 15, 30, 65$ mm

ベルト張力： $F = 98.1 \sim 490.5$ N

研削系剛性： $k_{sy} = 17.5$ N/ μm

3.3 アラミド繊維強化ゴムの研削実験

図4-5 は、アラミド繊維強化ゴムの研削実験装置の概略である。実験は円筒研削盤を用い、ボールねじによって工作物を垂直に駆動する装置をテーブル上に装着し、乾式の上向き平面研削方式とした。工作物であるアラミド繊維強化ゴム(AFRR)は、優れた耐熱性を有するメタ型芳香族ポリアミド(アラミド)の短繊維を強化材料としてクロロプレングム中に混入したものである。本材料は、カレンダ処理によって繊維の配向方向を一定に揃えたシート状の材料を積層後加熱処理が施されており、各層が強く密着している。本実験では、図のように繊維の配向方向が砥石作用面に対して法線方向となるように工作物を固定し、各実験前に同一条件で研削加工することでその表面性状を一様に調整した。研削抵抗は、八角リング動力

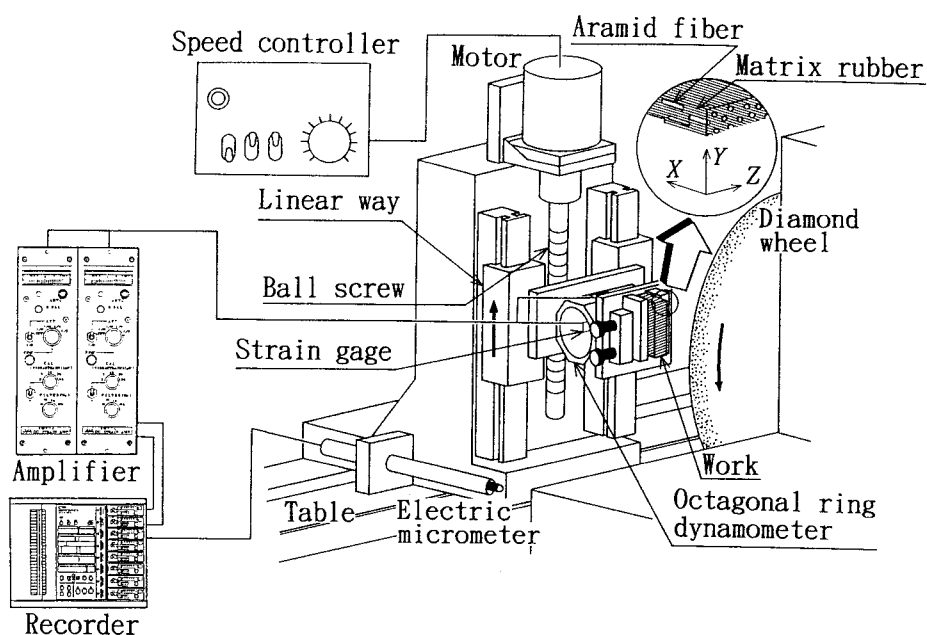


Fig. 4-5 Schematic diagram of experimental set-up for grinding AFRR

計に貼付したひずみゲージにより、マトリックスゴムの除去量は電気マイクロメータにより測定した。また、マトリックスゴム表面からの繊維突出長さは光学顕微鏡による観察から求めた。主な研削条件は次のとおりである。

研削砥石：電着ダイヤモンド砥石 (SD120P, $\phi 303 \times 10\text{mm}$)

工 作 物：アラミド繊維強化ゴム

($7 \times 25 \times 20\text{mm}$, アラミド繊維: $2\text{de} \times 3\text{mm}$)

相対研削速度： $V = V_s + V_w = 210 \sim 800\text{m/min}$

速 度 比： $K_v = V_w / V_s = 0.0019 \sim 0.0096$

設定砥石切込み量： $\Delta = 10 \sim 100 \mu\text{m/pass}$

研削系の剛性： $k_{sy} = 21.3\text{N}/\mu\text{m}$

3.4 研削加工面の摩擦特性の評価

アラミド繊維強化ゴムの研削面の摩擦特性は、図4-6 に示す摩擦係数の測定装置によって評価した。すなわち、前図で示したアラミド繊維強化ゴムの研削実験装置に工作物を取り付けたままで、砥石台に装着された所定のトルクで回転するプーリを研削面に押し付け、砥石台を徐々に前進させプーリの回転が停止する際の押付け力ならびに摩擦力を八角リング動力計によって測定することで研削面の静摩擦係数を求めた。プーリの回転方向は、工作物表面を研削する場合の砥石の回転方向と一致させた。主な測定条件は次のとおりである。

工 作 物：アラミド繊維強化ゴム ($7 \times 25 \times 20\text{mm}$)

強化材料；メタ型芳香族ポリアミド繊維 ($2\text{de} \times 3\text{mm}$)

マトリックス；クロロプレンゴム

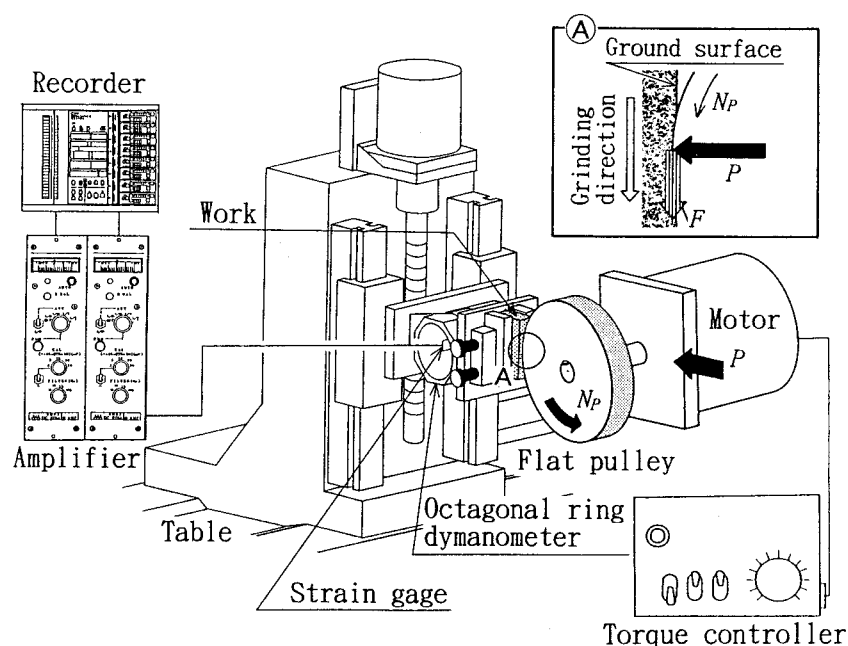


Fig. 4-6 Schematic diagram of experimental set-up for coefficient of static friction on ground surface

プーリ : 平プーリ ($\phi 60 \times 10 \text{mm}$)
 材質 : FC30
 接触面粗さ : $2.88 \mu\text{mS}$
 回転トルク : $0.31 \sim 4.27 \text{ N}\cdot\text{m}$
 押付け力 : $20.1 \sim 187.5 \text{ N}$

第4節 マトリックスゴムの研削機構

4.1 プランジ研削過程

図4-7 は、電着ダイヤモンド砥石でマトリックスゴムベルトをプランジ研削する場合の研削背分力 $p(t)$ 、主分力 $q(t)$ 、寸法生成量 $R(t)$ および各種切残し量の変化過程を示す。マトリックスゴムベルトの1プランジ研削サイクルは、金属材料ならびにファインセラミックスを円筒プランジ研削する場合と同様であり、砥石と工作物との接触開始後、研削抵抗、寸法生成量の増加割合、各切残し量が徐々に増加する過渡研削状態となり、やがていずれも一定となる定常研削状態へと移行する。この時点で砥石台の切込みを停止するとスパークアウト研削状態となり、これまでに累積された研削系および砥石と工作物の接触に起因する切残し量が解放されるため、各切残し量および研削抵抗は徐々に減少する。図に示すように弾性に

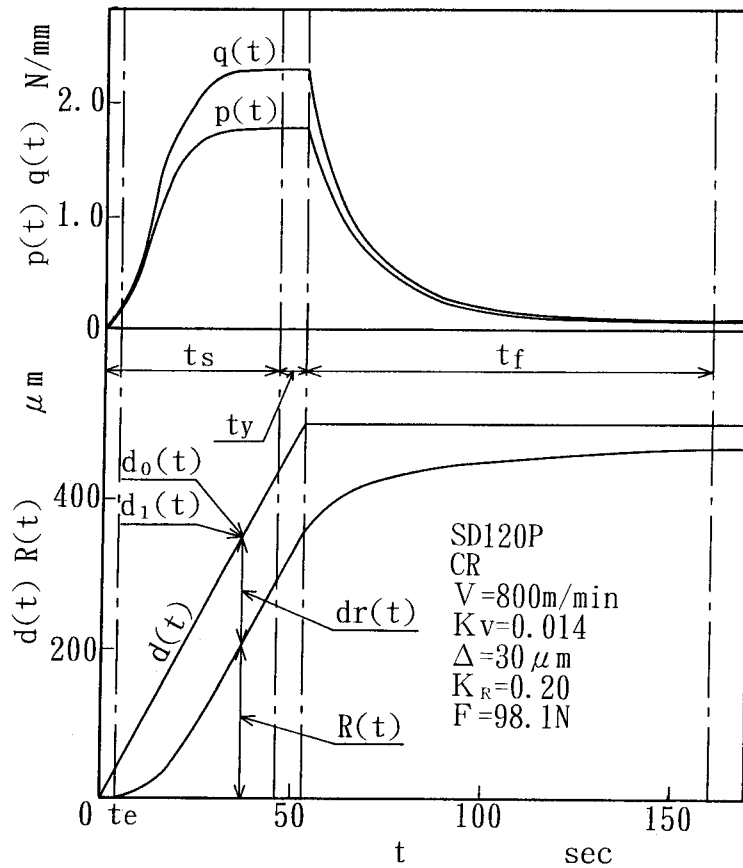


Fig. 4-7 Plunge grinding process in grinding rubber with diamond wheel

富むゴム材料を研削する場合には、金属材料の場合に比べて研削抵抗が比較的小さいが、切残し量がかなり大きい。本章で工作物として用いたCRは、弾性限界ひずみがかかなり大きいため、切残し量の殆どは砥石と工作物との接触剛性および表面粗さに起因する切残し量 $dr(t)$ であり、砥石軸および工作物支持部の弾性変位量 $d_1(t)$ は研削抵抗が小さいためにかかなり小さい。また、研削に伴う電着ダイヤモンド砥石の摩耗は極めて小さい。金属材料などの比較的弾性係数の高い材料を研削する場合は、一般に背分力が主分力を上回るが、電着ダイヤモンド砥石でゴム材料を研削する場合は主分力 $q(t)$ が背分力 $p(t)$ より大きくなる。このことは、CRが研削点において高温になり凝着性が増すことに加えて、さらに弾性係数の小さいCRがニッケルボンド表面と激しく接触するためと考えられる。

4.2 砥石作用面の変化過程

図4-8は、研削の進行に伴うダイヤモンド砥石作用面の変化を順次観察した結果である。研削前の砥石作用面は、表面の凹凸が比較的激しいニッケルボンドからダイヤモンド砥粒が突出した状態である。しかし、研削初期においてボンドの表面が急激に滑らかな面に変化し、その後も研削量が増加するに従って徐々にボンド部の凹凸は減少するが、ダイヤモンド砥粒には摩滅あるいは破碎などの変化は生じておらず、砥石形状の変化も確認されない。ボンド表面にこのような変化が生じるのは、ゴム材料が極めて弾性に富むために砥粒との干渉前後

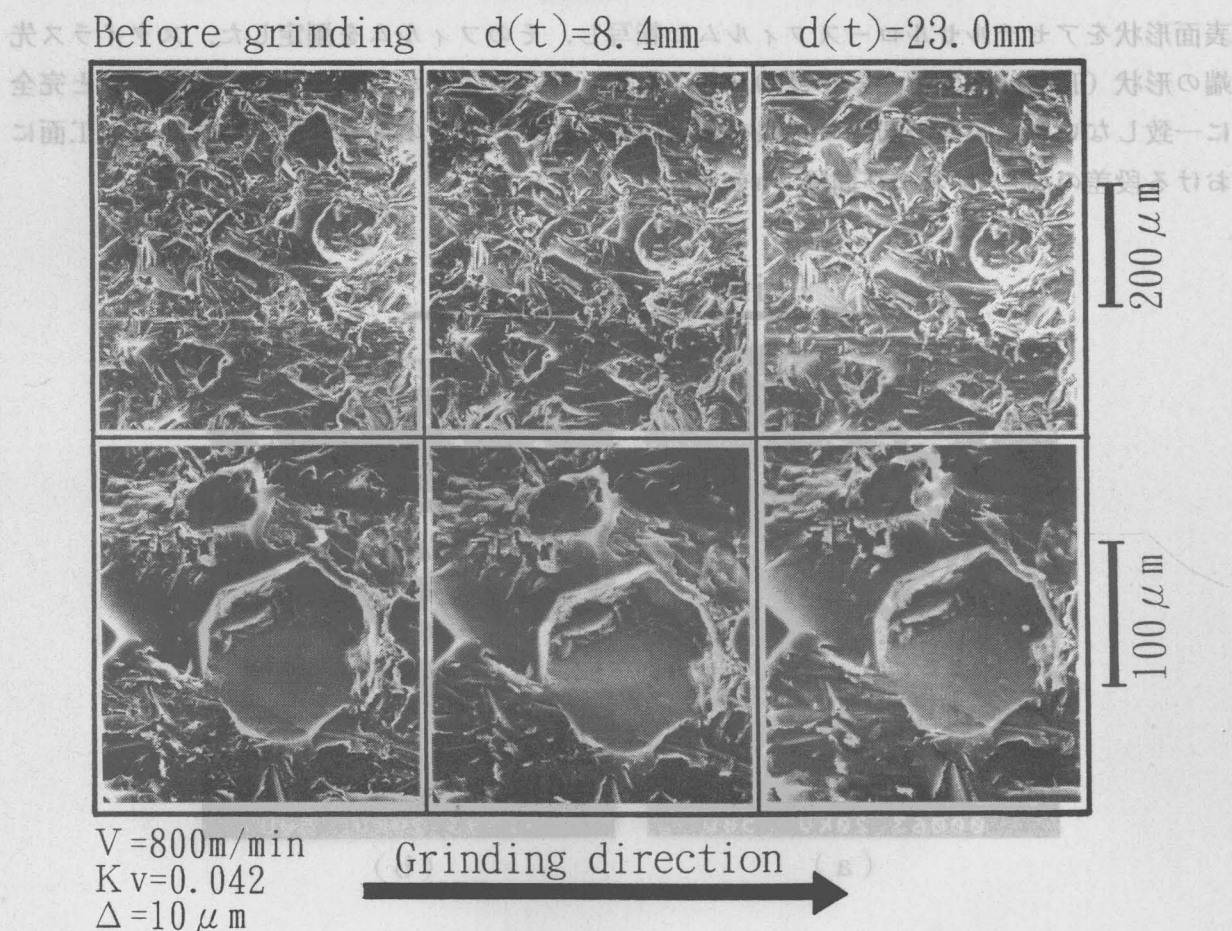


Fig. 4-8 Transformation of acting diamond wheel surface with grinding rubber

の弾性回復量がかなり大きく、ボンドと工作物とが乾式条件下で激しく干渉するためと考えられる。したがって、電着ダイヤモンド砥石の場合は、砥石摩耗および砥石形状のくずれが極めて少ないが、無気孔砥石であるために総研削量が増加するに従ってボンドと被削材料とが凝着を生じ、砥石の目詰まり状態を招きやすくなることが予測される。

4.3 研削加工面および切りくずの性状

図4-9はCRの研削加工面およびその断面をSEMによって観察した結果である。(a)から、ゴム材料の加工表面には、単目やすり状の周期的な凹凸が研削方向に対して逆目に形成されているのがわかる。また(b)からわかるように、各凹凸の表面は材料の結晶があらわれた状態となっており、砥粒切れ刃との干渉による明瞭な接触痕は観察されないものの、比較的滑らかな部分も観察される。さらに、段差部分には工作物内部に向かうクラックのような材料の引裂き跡が残留している。したがって、砥粒との干渉によって段差部分を起点として材料が引裂かれ、切れ刃前方に切りくずとなるが、引裂破壊が深くなるに従って砥粒による材料の引裂力が低下し、引裂部分の引張強度となると切りくずが離脱されなくなり、残留する材料が切れ刃逃げ面下に押込まれ、砥粒通過後に弾性回復することでやすり目状の段差を形成することによって、ゴム材料の研削加工面が創成されることが裏付けられる。

このような研削加工面の形状を触針式粗さ計で測定した例を図4-10に示す。ここでは、被測定物がゴム材料であるため、スタイラスの接触に伴う変形が生じることを考慮し、加工表面形状をアセチルセルロースフィルムに転写し、そのフィルムを測定した。スタイラス先端の形状(頂角 90° 、先端丸み半径 $10\mu\text{m}$)のため、SEM写真から想像される断面形状と完全に一致しないが、表面の凹凸の状態をほぼ捕らえており、このような測定結果から加工面における段差の高さ h_n および間隔 S_n を求めた。

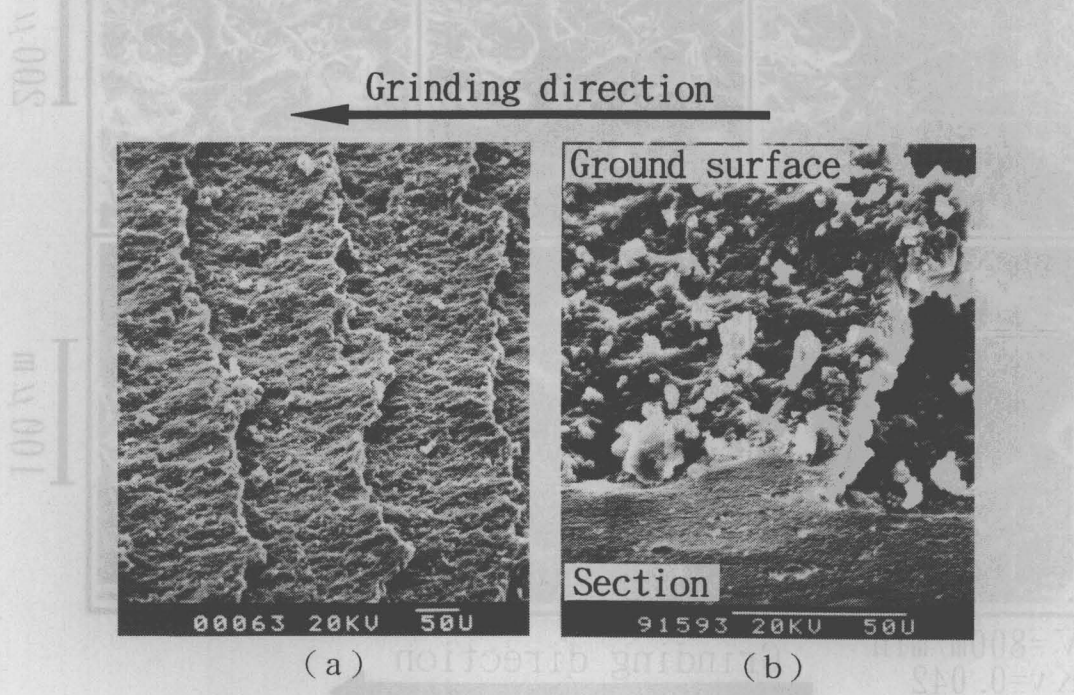


Fig. 4-9 SEM photographs of ground surface of rubber

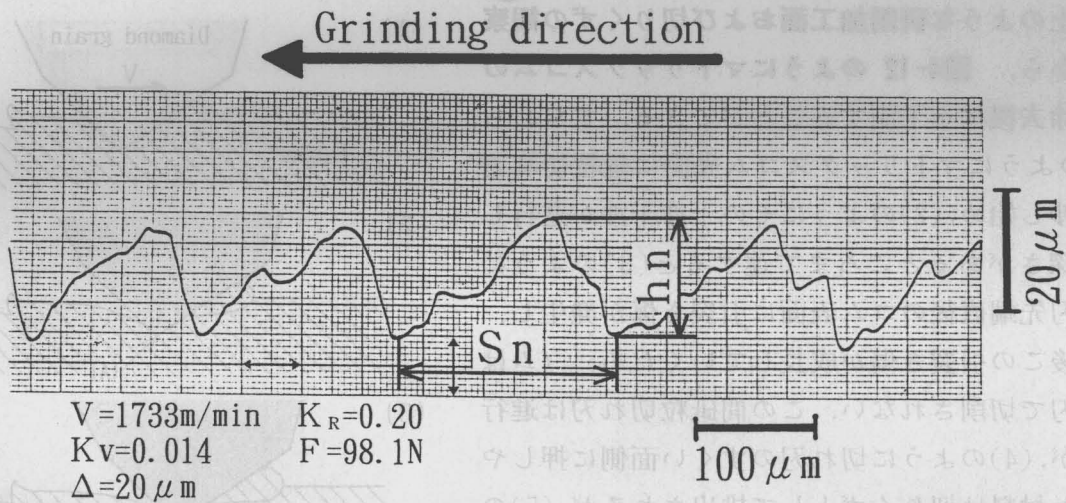


Fig. 4-10 Profile of ground surface of rubber

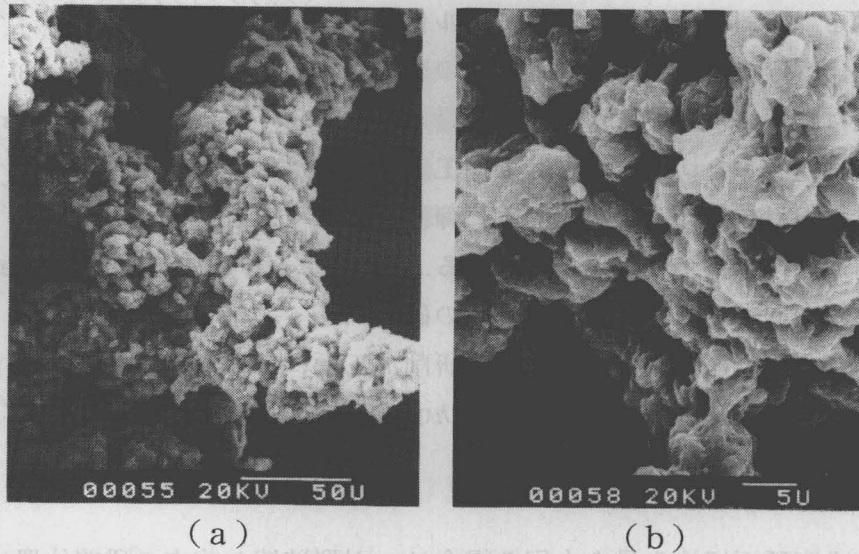


Fig. 4-11 SEM photographs of chips of rubber

図4-11は、CRの研削加工によって生成された切りくずの観察例である。図から、切りくずには砥粒との接触によって生成される表面の滑らかな部分は観察されず、図4-9で観察された粒状のCRの粒子が集合体を形成することによって切りくずとなっていることがわかる。一つ一つの粒子は、(b)に示すように材料の製造における加熱工程でいくつかの結晶が密着した状態のものも観察されるが、その多くは、材料自体の高い付着性のために集合体となっている。また、研削によって結晶間に架橋が形成された部分も観察される。これらのことから、CRの材料除去が主に引裂現象によって行われることがわかる。

4.4 材料除去形態の変化

以上のような研削加工面および切りくずの観察結果から、図4-12のようにマトリックスゴムの材料除去機構を予測することができる。すなわち、(1)のようにマトリックスゴム表面に砥粒切れ刃が干渉し始め、(2)のようにその干渉干渉が進行し、干渉深さがあるところまで達すると(3)のように切れ刃先端直後のゴム表面に引裂き傷が発生し、その後この引裂き傷が成長していくため、ゴムは切れ刃で切削されない。この間砥粒切れ刃は進行するが、(4)のように切れ刃のすくい面側に押しやられた材料は切りくずとして排出されるが、(5)のように残りの部分は砥粒切れ刃の下をくぐって切れ刃が通過した後に弾性回復し、研削面には単目やすり状の掘り起こし跡が残る。

これまでの検討結果からCRの研削加工における表面生成機構を図4-13に示すようにモデル化する。すなわち、実線で示す定常研削加工面の段差部分から斜面に沿って引裂破壊が進行し、設定砥石切込み量 Δ に達すると切りくずとして加工表面から離脱されない材料が切れ刃逃げ面下に弾性変形し、切れ刃通過後に新たな段差を形成する。

その結果、工作物1回転後の表面形状は図中の破線線で表される。ここで、図に示すように定常研削加工面における段差の高さを hn 、間隔を

S_n で表すと、設定砥石切込み量 Δ と段差高さ hn との関係から図に示す2タイプの表面生成形態が存在することが考えられる。

i) Type I

段差高さが設定砥石切込み量を上回る場合は、引裂破壊が前方の段差位置に到達する以前に切りくず生成の限界となるため、加工表面には1回転前あるいはそれ以前に創成された表面が残留し、砥石作用面との摩擦を繰り返す。

ii) Type II

段差高さが設定砥石切込み量に比べて小さい場合は、材料の引裂破壊が前方に存在する段差より更に先行し切りくず生成の限界に達するため、研削加工面には工作物1回転毎に新たな表面が現れ、材料除去単位が大型化する。したがって、Type IIの表面生成形態となる研削加工条件を選択することが、高能率な材料除去には有効であると考えられる。

なお、1つの引裂破壊によって切りくずとなる部分の断面積 S_c は、幾何学的に次式で表される。

$$S_c = S_n \cdot \Delta \quad (4-1)$$

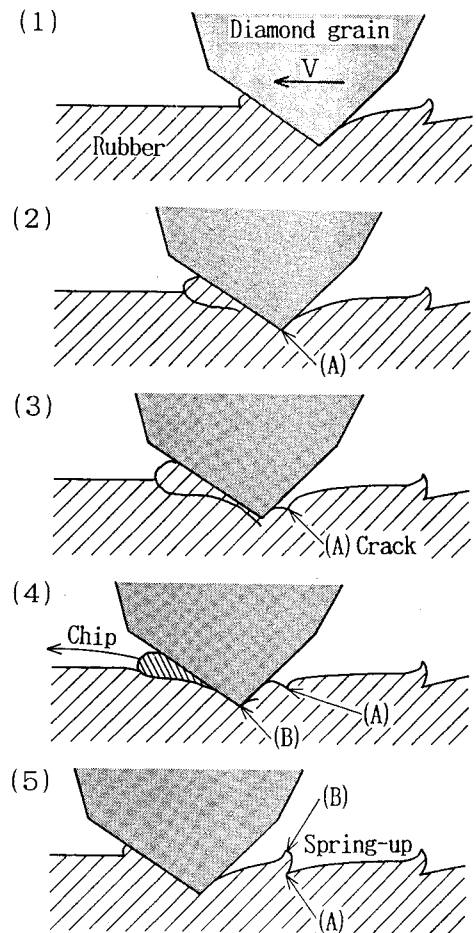


Fig. 4-12 Models of surface generation in grinding rubber

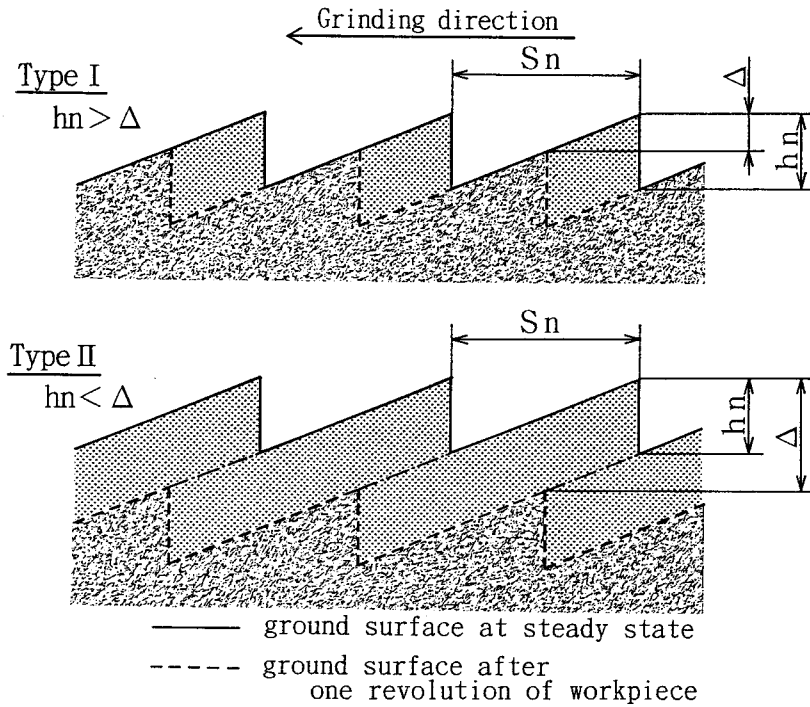


Fig. 4-13 Two types of removal mechanism in grinding rubber

したがって、研削加工による材料除去単位は段差間隔および設定砥石切込み量によって決定される。

第5節 マトリックスゴムの研削結果に及ぼされる研削加工条件の影響

ここでは、ダイヤモンド砥石を用いてCRをプランジ研削する場合の研削結果に及ぼす各種研削条件の影響について検討する。これまで、普通砥石によってゴム材料を研削加工する場合の加工面形状に及ぼされるゴム材料の弾性率の影響が、北嶋ら⁴⁻²⁾によって検討されている。そこで、本報では実験結果から砥石と工作物との接触面における単位面積あたりの平均接触剛性を求め、加工面形状との関係についても検討を加える。

5.1 砥石と工作物との平均接触剛性

砥石と工作物との接触面における単位面積あたりの平均接触剛性 k_{dw} は、次式によって求めることができる。

$$k_{dw} = \frac{p_s}{Lrt \cdot (d_2)_s} \quad (4-2)$$

ただし、 Lrt は砥石と工作物との実接触長さ⁴⁻¹⁴⁾、 p_s は定常研削背分力、 $(d_2)_s$ は定常研削状態における砥石と工作物との弾性変形量である。

ここで、 Lrt を 図4-14 に示す定常研削状態における砥石と工作物との干渉モデルから求める。図のように、定常研削状態では工作物1回転あたりの寸法生成量は設定砥石切込み量 Δ に等しくなるため、砥石と工作物との実干渉量は Δ と切残し量 $(dr)_s$ の和となる。したがって、 Lrt は幾何学的に次式によって求められる。

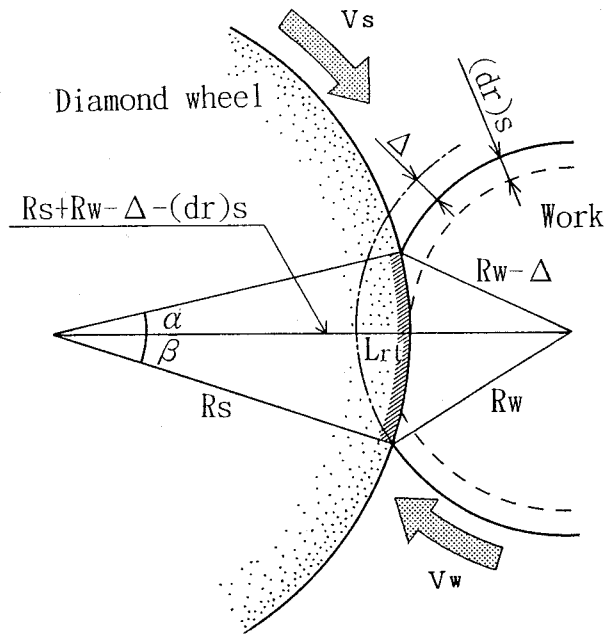


Fig. 4-14 Model of contact between wheel and workpiece in plunge grinding

$$L_{rt} = R_s \cdot \left[\cos^{-1} \frac{R_s^2 + \{R_s + R_w - \Delta - (dr)_s\}^2 - (R_w - \Delta)^2}{2 R_s \cdot \{R_s + R_w - \Delta - (dr)_s\}} + \cos^{-1} \frac{R_s^2 + \{R_s + R_w - \Delta - (dr)_s\}^2 - R_w^2}{2 R_s \cdot \{R_s + R_w - \Delta - (dr)_s\}} \right] \quad (4-3)$$

ここで、 R_s は砥石半径、 R_w は主軸プーリ径によって決定される工作物の曲率半径、 $(dr)_s$ は定常研削状態における切残し量である。

また、式(2)の $(d_2)_s$ は定常研削状態における砥石と工作物との干渉による相対的弾性変位量である⁴⁻¹⁵⁾が、本実験のように砥粒保持力が高い電着ダイヤモンド砥石で弾性率の極めて低いCRを研削加工する場合は、ほぼ工作物の弾性回復量のみによって支配されると考えられ、次式で表すことができる。

$$(d_2)_s = (dr)_s - \frac{hn}{2} \quad (4-4)$$

5.2 設定砥石切込み量の影響

図4-15は、定常研削状態における背分力 p_s 、主分力 q_s 、抵抗比 ρ_s 、切残し量 $(dr)_s$ および単位面積あたりの平均接触剛性 k_{aw} と設定砥石切込み量 Δ の関係を示したものである。図からわかるように、設定砥石切込み量が増加するにつれていずれの研削抵抗も直線的に増加するが、通常の研削加工の場合とは異なり、主分力 q_s が背分力を上まわる。その結果、抵抗比 ρ_s は1.0以上となる特異な現象が生じる。これは、乾式研削加工によって砥粒切れ刃と工作物との接触面における摩擦が増大したことに加えて、砥石作用面にチップポケットが殆ど存在せず、弾性回復量の極めて大きいCRと砥石作用面との真実接触面積がかなり大きいためと考えられる。また、切残し量 $(dr)_s$ は研削抵抗の変化と同様に Δ の増加に従って増大する。これらの結果を用いて式(2)、(3)および(4)から求めた平均接触剛性 k_{aw} は、 Δ の増加によって図の

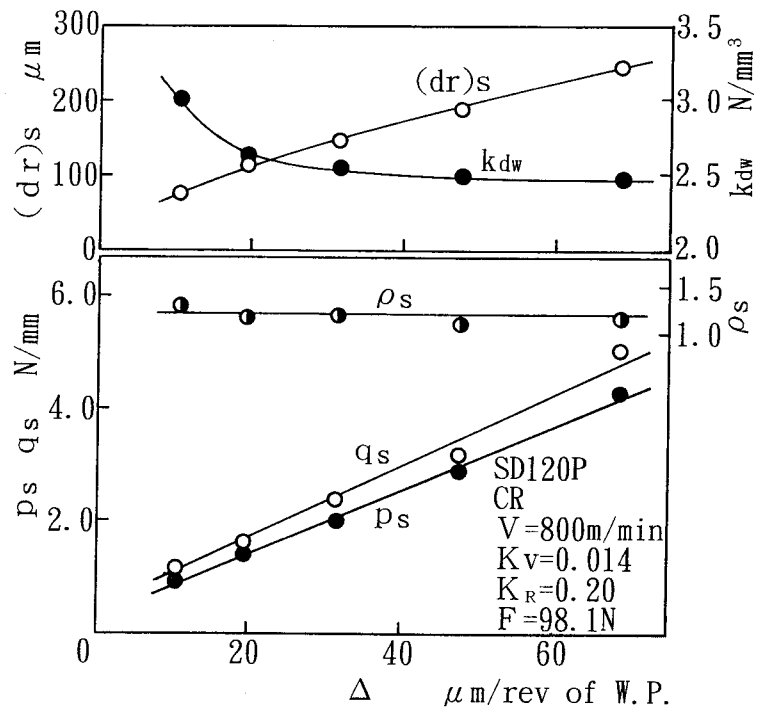


Fig. 4-15 Relationships between grinding results and setting depth of cut in steady state

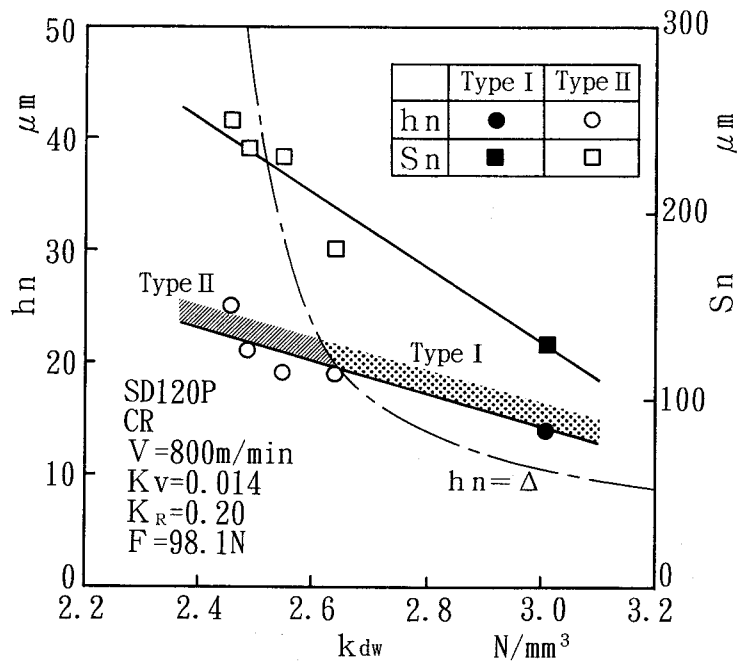


Fig. 4-16 Relationships between surface form and contact stiffness with variation of setting depth of cut

ように減少する。次に、 Δ を変化した場合の加工面における段差高さ h_n および段差間隔 S_n と平均接触剛性 k_{dw} との関係を 図4-16 に示す。図中の一点鎖線は、実験結果から求めた k_{dw} と Δ との関係を表し、 h_n が一点鎖線上の場合、Type I と Type II の表面生成形態の境界 ($h_n = \Delta$)であることを示す。図からわかるように、 k_{dw} が増加するに従って h_n および S_n はいずれも減少し、材料自体の剛性が h_n および S_n に及ぼす影響⁴⁻⁴⁾に定性的に一致する。また、 k_{dw} が約 2.65N/mm^3 以下 ($\Delta > 20\mu\text{m}$)では加工面の生成形態がType I からType IIへと変化する。このことから、設定砥石切込み量をある程度大きくすることによって材料除去を伴わない切れ刃と工作物の干渉が減少し、効率的な材料除去が行われると考えられる。

5.3 速度比の影響

図4-17 は、速度比 K_v を変えてCRをプランジ研削した場合の各研削結果を、図4-18 は速度比 K_v によって変化する平均接触剛性 k_{dw} と加工面の段差高さ h_n および段差間隔 S_n との関係を示したものである。一般に、 K_v が大きくなるに従って1個の砥粒切れ刃による幾何学的切りくず形状は大型化する。したがって、 K_v の増加に伴っていずれの研削抵抗も増加するが、抵抗比 ρ_s はほぼ一定となる。また、研削抵抗の増加に伴って $(dr)_s$ も徐々に増加する。これらの実験結果から、 k_{dw} は K_v が増加するに従って徐々に減少する傾向を示す。一方、加工面の段差高さ h_n および段差間隔 S_n はいずれも k_{dw} が増加するに従ってほぼ直線的に減少する。このような変化は、図4-16に示す Δ の影響の場合と定性的に一致する。すなわち、 K_v が小さくなるに従って h_n , S_n が減少する。これは、 K_v の減少に伴って切れ刃の切込み角が小さくなり、加工面上における個々の切れ刃による干渉開始点の間隔が短くなることによるものと考えられる。また、図4-16とは逆に K_v の減少に伴う k_{dw} の増加によりType I からType IIへ変化する。

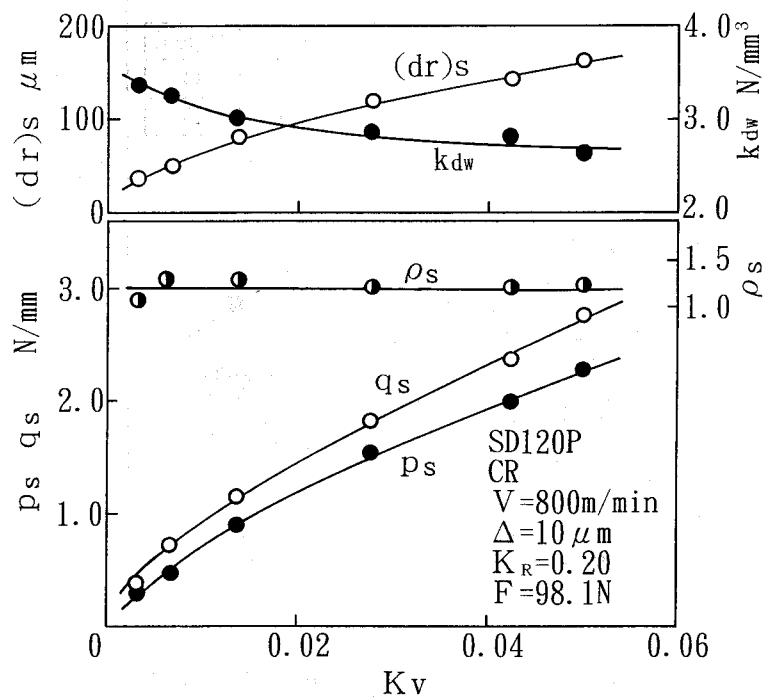


Fig. 4-17 Relationships between grinding results and speed ratio in steady state

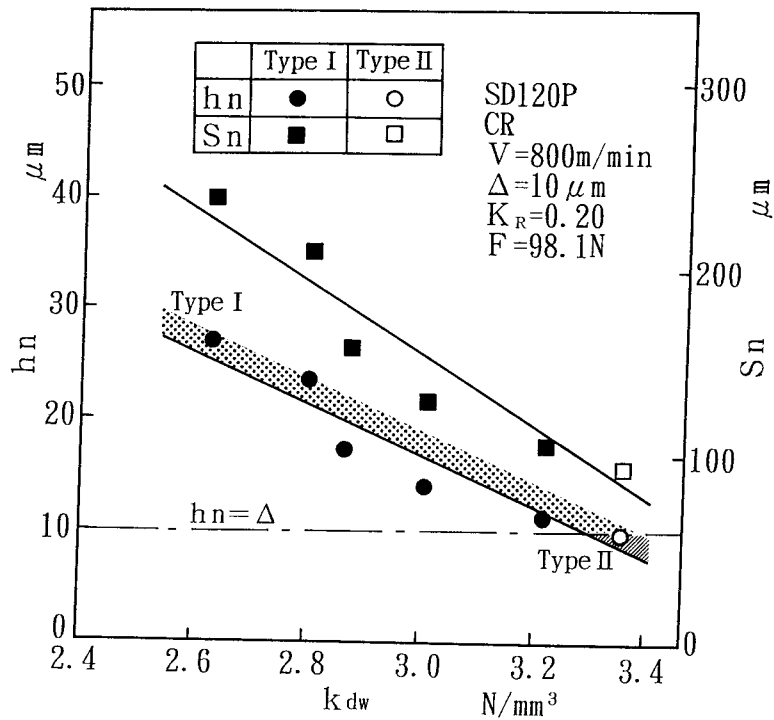


Fig. 4-18 Relationships between surface form and contact stiffness with variation of speed ratio

5.4 主軸プーリ径の影響

本実験で用いた工作物は図4-3で示したようにベルト状であるため、主軸プーリ径を換えることによって工作物の曲率半径を自在に変化することができる。

図4-19 に半径比 $K_R (= R_w / R_s)$ を変えた場合の研削結果を、またその場合の平均接触剛性 k_{dw} と加工面形状との関係を 図4-20 に示す。 K_R の増加に従って、砥石と工作物との接触

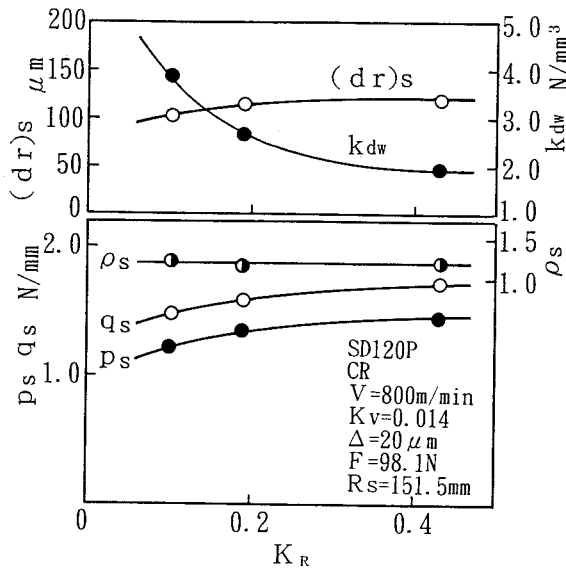


Fig. 4-19 Relationships between grinding results and radius ratio in steady state

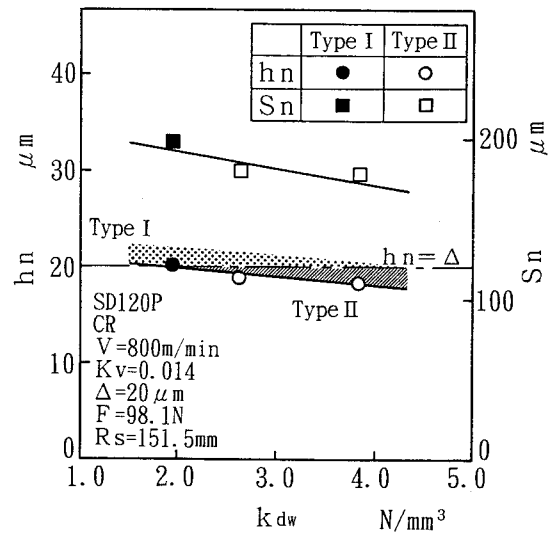


Fig. 4-20 Relationships between surface form and contact stiffness with radius ratio

面積が増すため研削抵抗はいずれも増加するが、 $(dr)_s$ は K_R の増加に対して増大し、通常の研削加工の場合⁴⁻¹⁶⁾と逆の傾向になる。これは、張力が作用することで K_R が小さくなるほど工作物表面の引張り応力が増大し、材料の除去が促進されるためと考えられる。その結果、図4-20に示すように k_{dw} の増加に伴って h_n 、 S_n はいずれも減少し、表面生成形態の変化についても K_R の減少すなわち主軸における工作物曲率半径を小さくすることでType IからType IIへ変化し、速度比による影響の場合と定性的に一致する。

5.5 研削速度の影響

図4-21は、研削速度 V が各研削結果に及ぼす影響、また図4-22はその場合の平均接触剛性 k_{dw} と加工面形状との関係を示すものである。研削速度の増加に伴い、研削抵抗は図のようにいずれも減少するが、低速域で ρ_s が低下する。これは、研削速度が低速になることで研削点における温度が低下し、砥石作用面へのCRの付着力が低下するためと考えられる。また、 $(dr)_s$ は研削速度にはほとんど影響されない。そのため、 k_{dw} は研削速度の高速化につれて減少する。一方、研削速度の変化による k_{dw} と h_n 、 S_n との関係は、これまでに挙げた他の加工条件の場合とは異なる傾向となり、 k_{dw} の増加とともに h_n 、 S_n はいずれも大きくなる。また、研削速度の高速化に伴い表面生成形態はType IからType IIへ変化する。以上のことから、研削速度の高速化は研削点における材料の温度上昇を招くため、軟化した材料の離脱を促進するものと考えられる。

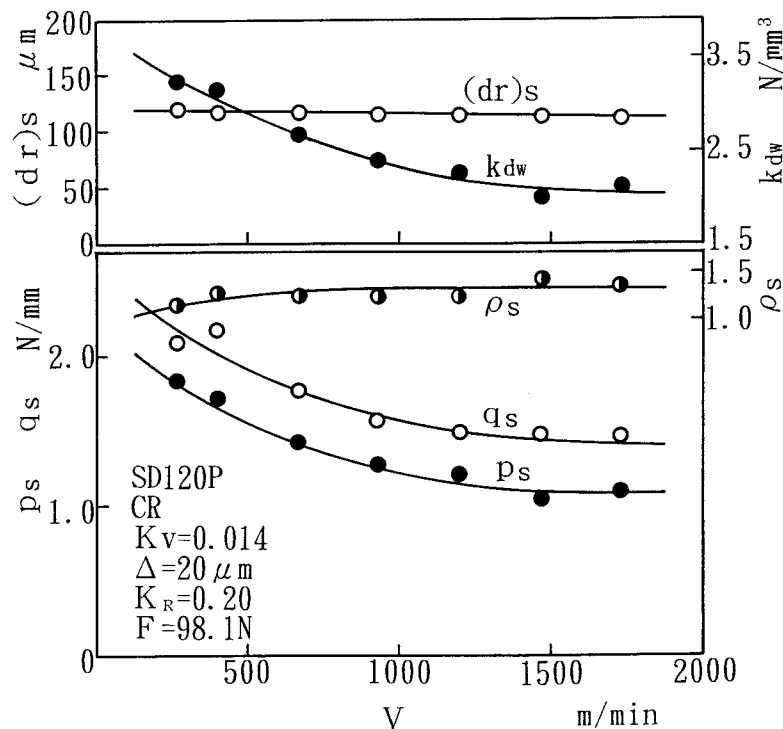


Fig. 4-21 Relationships between grinding results and grinding speed in steady state

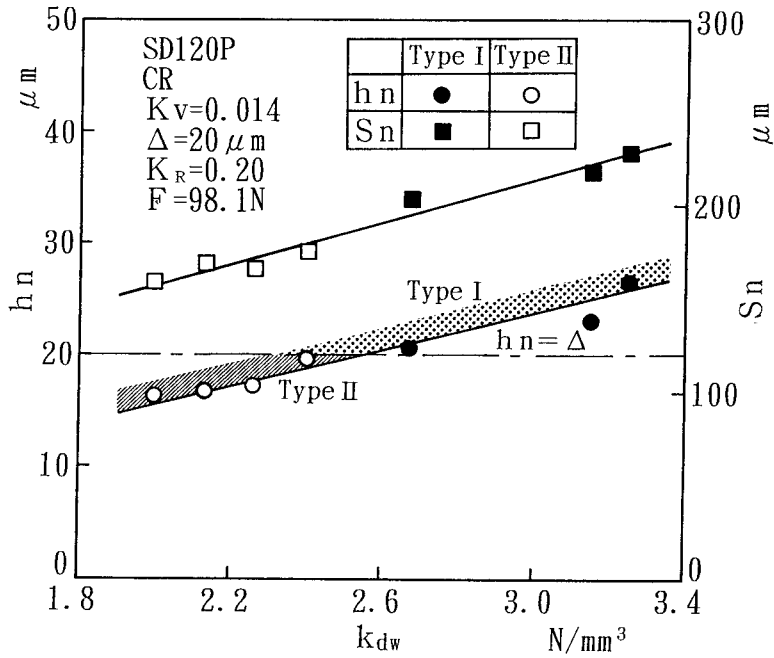


Fig. 4-22 Relationships between surface form and contact stiffness with variation of grinding speed

5.6 ベルト張力の影響

図4-23 は、ベルト状の工作物の張力 F が定常研削状態における各研削結果に及ぼす影響を、また 図4-24 は F が加工面の段差高さ h_n および段差間隔 S_n に及ぼす影響を示すものである。図からわかるように、張力 F が変化しても背分力 p_s 、主分力 q_s および切残し量 $(dr)_s$ にその影響は及ぼされず、いずれもほぼ一定である。しかし、 F がおよそ 80N 以下では F の減少に

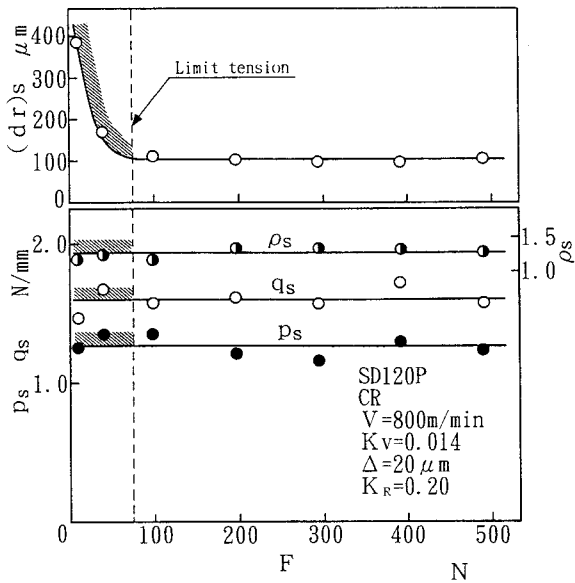


Fig. 4-23 Relationships between grinding results and belt tension in steady state

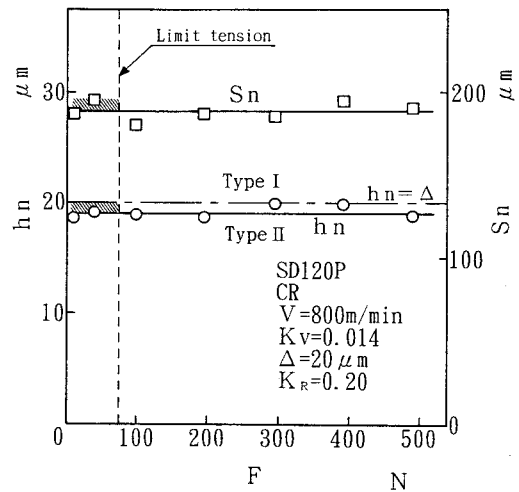


Fig. 4-24 Relationships between surface form and contact stiffness with variation of belt tension

伴って切残し量が急激に上昇する。これは、 F の減少によってベルト状の工作物が自然状態のリング状に回復しようとするため、主軸プーリにそぐわなくなり工作物が十分に指示されないためである。また、段差高さ h_n および段差間隔 S_n にも張力 F の影響は認められず、ほぼ一定値となる。これらの結果は、張力としてベルトに加えた荷重が主にポリエステル抗張体によって支持されることを示している。したがって、工作物が主軸プーリに十分に指示されるベルト張力の範囲であれば、研削機構に殆ど影響が及ぼされず、ベルト張力を必要以上に大きくする必要はない事を示唆している。

これまで述べたように、それぞれの加工条件において切れ刃の幾何学的干渉形状が異なるため、全ての加工条件に対応する加工面性状と平均接触剛性との定量的関係は明確ではないものの、研削速度の影響を除いた1砥粒切れ刃の加工単位を左右する研削加工条件に関しては定性的に同様な傾向を示す。また、材料の除去単位は式(4-1)で表すように段差間隔 S_n によって一義的に決定されるため、これまでの結果から設定砥石切込み量、速度比、半径比を大きくすることによって加工能率は向上する。しかし、材料除去に関する切れ刃干渉の有効性に着目すると、工作物の曲率半径を小さく、さらにクリープフィード的に研削加工を行うことで材料除去を伴わない砥粒の上すべりが比較的少ないType IIの材料除去形態が促進し、切れ刃の有効性の増加、また複合ゴム材料を研削する場合にはアラミド繊維の突出量の抑制にも有効となることが推測される。

第6節 アラミド繊維強化ゴムの研削特性

本節では、アラミド繊維強化ゴムのプランジ研削における基礎的知見を把握し、その研削特性を明らかにする。

6.1 アラミド繊維の切残し現象

図4-25は、SEMによるアラミド繊維強化ゴムの研削加工面の観察例である。研削加工面は、図のようにマトリックスゴム表面からアラミド繊維が長く突出する状態となる。これは繊維がじん性を有し、その材料強度がマトリックス材料に比べて大きいことに加えて、繊維が弾性係数の小さいゴム材料に支持されているため、マトリックスゴムに比べてアラミド繊維の切残しが顕著に現れた結果である。砥粒切れ刃との干渉によって、突出した繊維は概ね根元から研削方向に傾斜し、その先端は加工面上方に反り返っている。このような現象は、砥粒切れ刃がアラミド繊維に高温下で干渉することによって繊維が研削方向へ倒され、砥粒切れ刃の通過とともに繊維が軸方向に塑性変形し、特に繊維の切れ刃との接触面側の表層部に引張残留応力が生じ、砥粒切れ刃の通過後にこの残留応力が解放されることに原因すると考えられる。また、繊維が砥粒切れ刃によって押し潰され、根元から先端になるに従って繊維の幅が広くなり、繊維の表面には変形方向に沿った繊維の結晶が観察される。繊維の先端には繊維が引きちぎられることによって除去された痕跡が確認される。なお、マトリックスゴム表面には前報で確認された研削方向に対し逆目の単目やすり状の凹凸が生成され、ゴムの構成粒子が表面に現れている。したがって、プーリとの接触の際には、柔軟なアラミド繊維がマトリックスゴム表面に押し付けられ、プーリの接触面はアラミド繊維またはマトリックスゴムとの接触部によって構成される。そのため、接触状態における両者との接触面積比

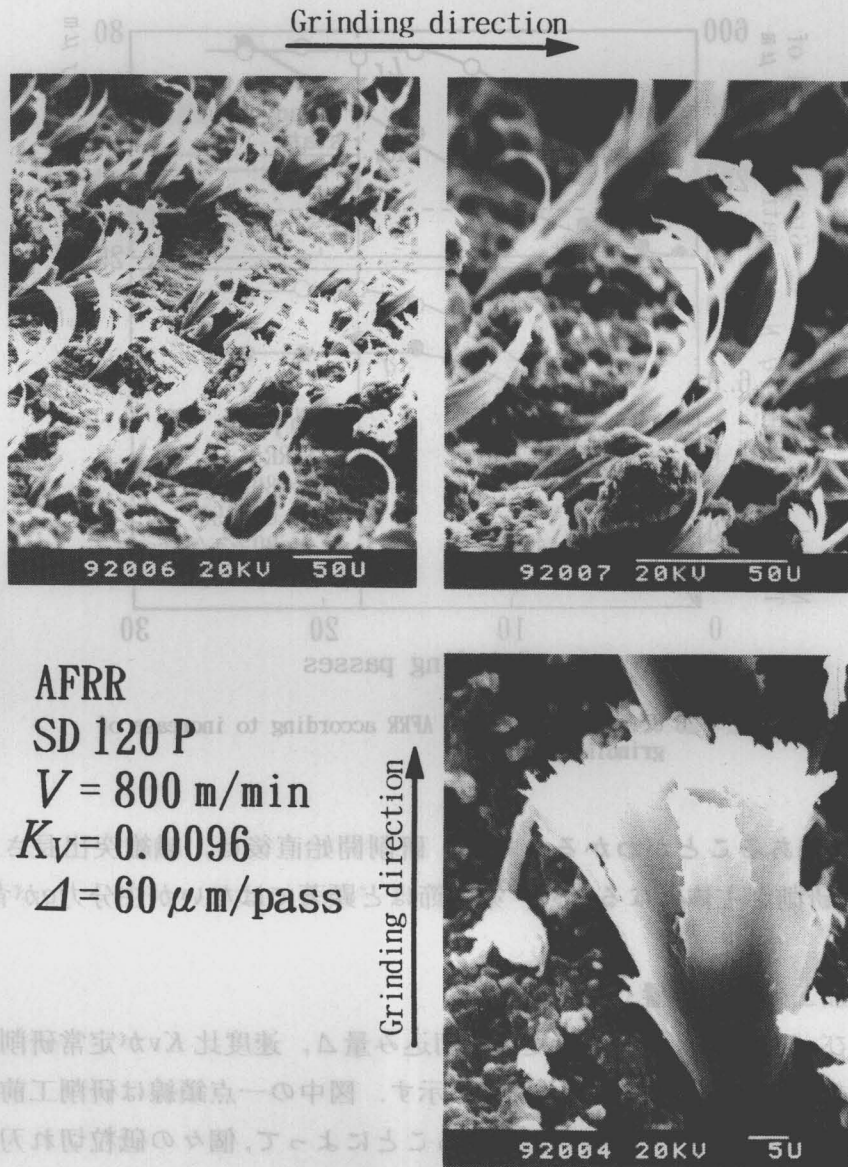


Fig. 4-25 SEM photographs of ground surface of AFRR

がアラミド繊維強化ゴムの摩擦特性に大きく関与することが推測できる。

6.2 プランジ研削過程

図4-26に一定の切込み量を砥石に与えながら研削する場合の研削回数の増加に伴う研削背分力 p 、主分力 q 、繊維突出長さ L_f およびマトリックスの累積除去量 R_m の変化を示す。研削開始から研削回数の増加とともにマトリックスの除去量 R_m は徐々に増加するが、それに伴う切残し量の増加のため繊維突出長さ L_f は、前加工面の繊維突出長さ(L_f) $_i$ から徐々に大きくなる。このような各構成材料の寸法変化を反映して研削抵抗 p 、 q も研削回数の増加とともに大きくなり、研削回数がかなり多くなると工作物を初めとして研削砥石、研削システムのコンプライアンスに起因する切残し量が限界に達し⁴⁻²⁾、1パス当たりの各構成材料の除去量、繊維突出長さおよび研削抵抗が一定となる定常研削状態となる。ところが、弾性係数の小さいゴムを主成分とする工作物であるため、研削開始から定常研削状態に達するまでにかなり

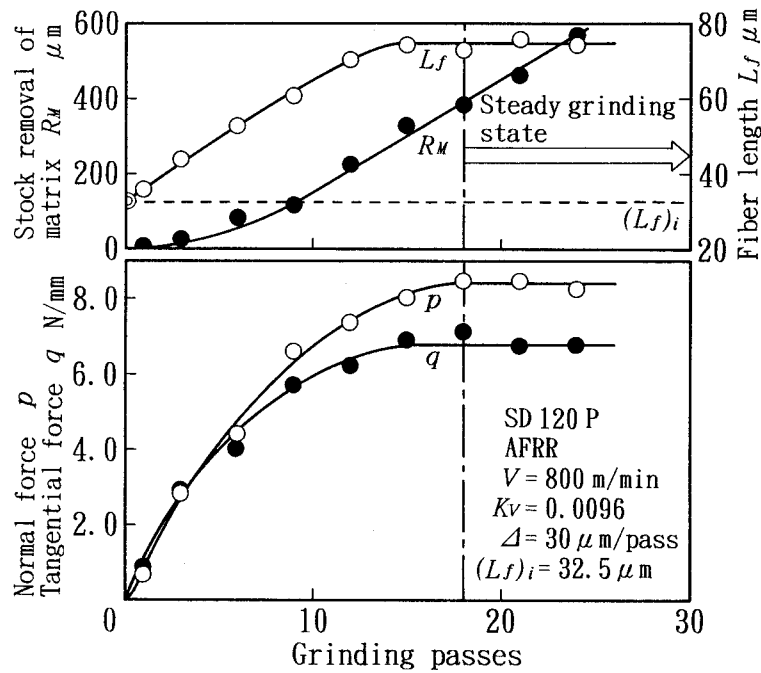


Fig. 4-26 Grinding process of AFRR according to increase of grinding passes

の研削量が必要であることがわかる。なお、研削開始直後は、繊維突出長さが小さくマトリックスゴムの研削が主体となるため、第3節ほど顕著ではないが主分力 q が背分力 p を上回る。

6.3 研削加工条件の影響

図4-27 および 4-28 にそれぞれ設定砥石切込み量 Δ 、速度比 K_v が定常研削状態における繊維の特性値および研削抵抗に及ぼす影響を示す。図中の一点鎖線は研削工前の繊維の突出長さ $(L_f)_i$ を示す。 Δ あるいは K_v が増加することによって、個々の砥粒切れ刃が除去する材料の幾何学的切りくず形状が大きくなる⁴⁻¹⁷⁾。したがってこれらの図に示すように、 Δ あるいは K_v の増加に伴って背分力 p_s および主分力 q_s はいずれも増大し、それに伴い抵抗比 ρ_s は徐々に減少する。繊維突出長さ L_f は Δ または K_v の増加に従って大きくなり、幾何学的切りくず形状の大型化とともに繊維の切残し現象も顕著に現れる。また、図4-29 に研削速度 V が研削結果に及ぼす影響を示す。図のように、背分力 p_s および主分力 q_s は研削速度の増加とともに概ね徐々に減少するが、 p_s は低速域においても V の低下に従って減少する。このような変化は、繊維の突出長さ L_f が V の低速域で比較的小さいため、加工面におけるマトリックスゴムの占有面積が増加し、砥粒切れ刃が加工面に食い込み易くなるためと考えられる。また、第5節において V の変化に伴うマトリックスゴムの切残し量がほとんど変化しないことから推測すれば、 L_f の変化はマトリックスの寸法に及ぼす V の影響を除いたアラミド繊維の温度効果およびひずみ速度効果を反映していることになる。しかし、 V の増加に対して L_f が増加する言わば温度効果に逆行する変化から考えれば、ひずみ速度の増大に伴って強度が大きくなるアラミド繊維の材料特性⁴⁻¹⁰⁾が L_f の変化に大きく現れていることがわかる。一方、抵

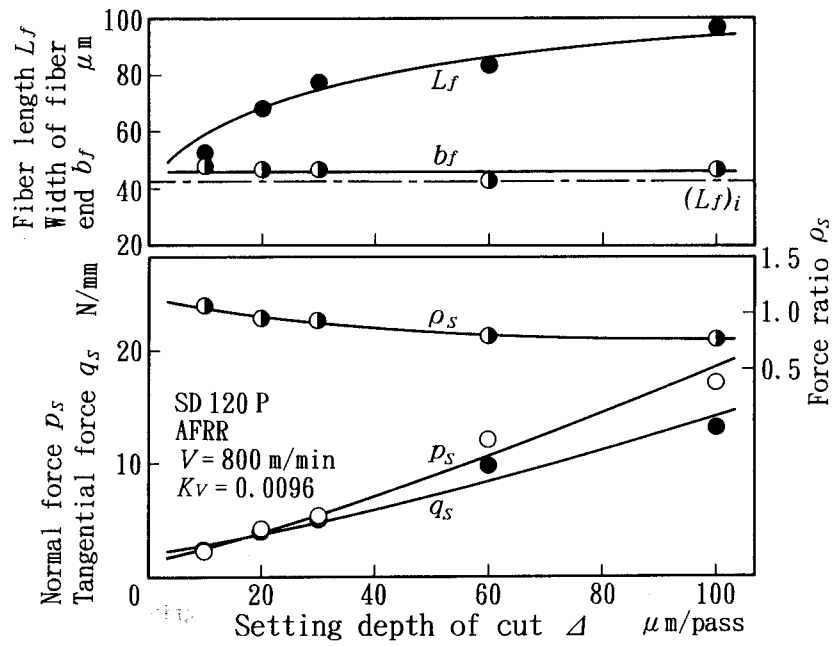


Fig. 4-27 Variations of projecting fiber size and grinding forces with setting depth of cut

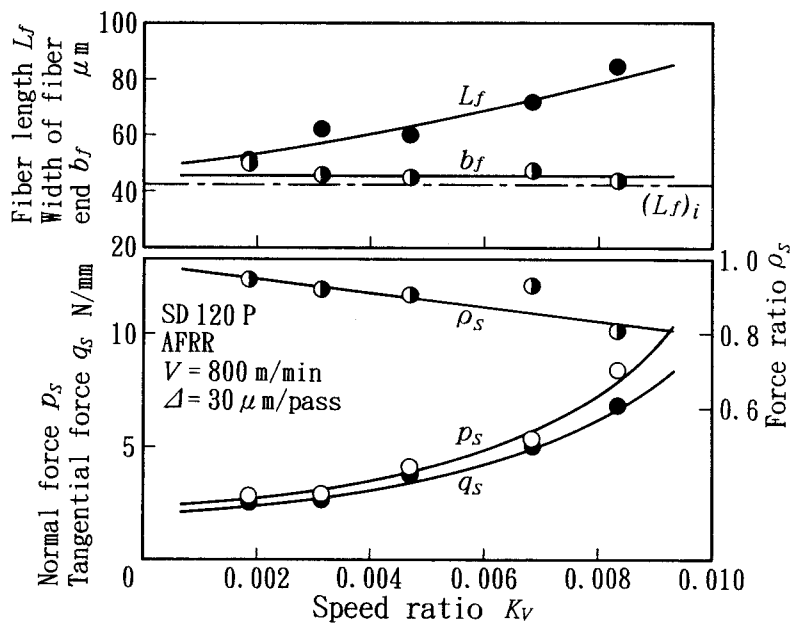


Fig. 4-28 Variations of projecting fiber size and grinding forces with speed ratio

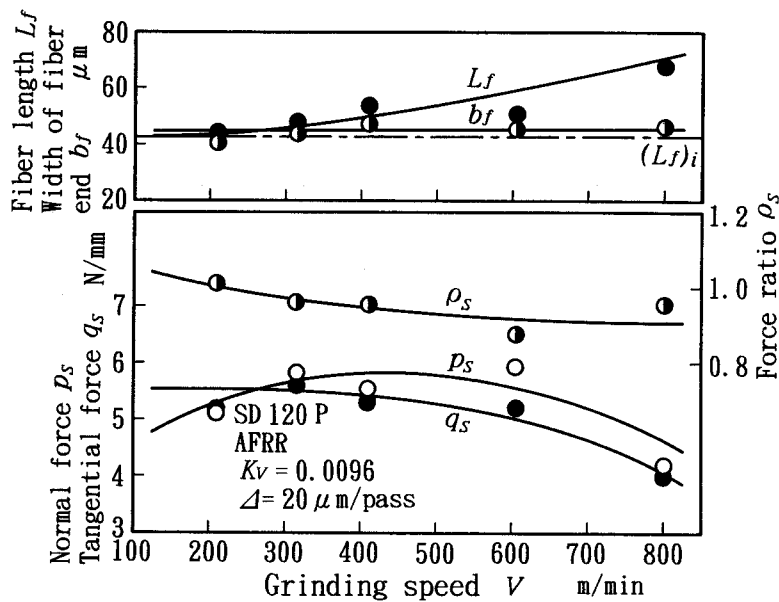


Fig. 4-29 Variations of projecting fiber size and grinding forces with grinding speed

抗比 ρ_s は複雑な研削抵抗の変化であっても V の増加とともに徐々に減少し、 Δ および K_v の変化による影響と同様に繊維突出長さ L_f の変化と逆の変化傾向を示す。なお、繊維先端幅 b_f はいずれの研削条件についてもほぼ一定となり、繊維の除去に関して幅方向の限界変形量が存在することが伺える。

第7節 アラミド繊維強化ゴムの摩擦特性の制御・調整

伝動ベルトは、プーリとの接触面に発生する摩擦力によって動力を伝達する。そこで本節では、伝達性能を左右する最大の要因であるベルトとプーリとの滑りに着目し、以下では主に静摩擦係数を評価の対象とし、定常研削状態における摩擦係数の制御法について検討する。

7.1 研削加工面の摩擦係数とその制御法

図4-30 に設定砥石切込み量 Δ 、速度比 K_v および研削速度 V を変化させた前章の加工条件で研削した表面の繊維突出長さ L_f と仕上面の静摩擦係数 μ ならびに動摩擦係数 μ' との関係を示す。それぞれの摩擦係数について、変化させた研削条件に関係なく図のように繊維突出長さの増大に伴って摩擦係数が減少し、両者の間には一義的關係が存在することがわかる。動摩擦係数は静摩擦係数に比べて小さいが、プーリの回転数が500rpmの場合より1000rpmの場合が大きな値となる。このことは、プーリの回転数が増加すると接触部に発生する摩擦熱が増大し、マトリックスゴムの粘着性が増すことに起因すると考えられる。また、前報の結果から同程度の摩擦係数であっても、加工条件が異なるためマトリックス表面における単目やすり状の凹凸の形状が異なるものと思われるが、図に示す関係からはマトリックス表面の凹凸が摩擦係数にほとんど影響していないことがわかる。以上から、所期の動力伝達性能

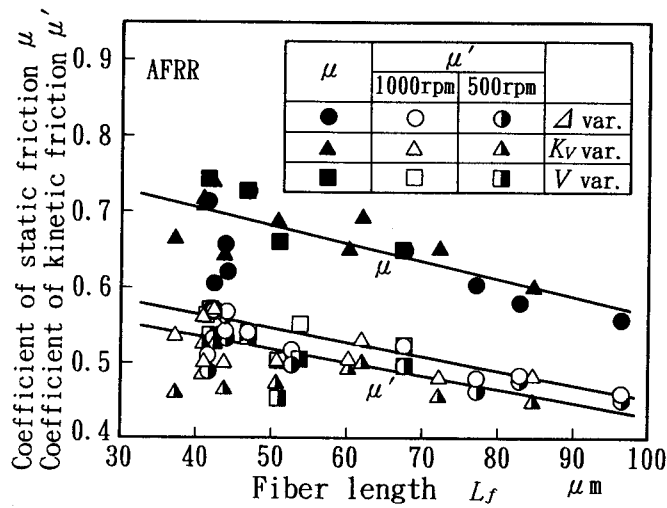


Fig. 4-30 Relationships between coefficient of static friction and kinetic friction and projecting fiber length on ground surface of AFRR

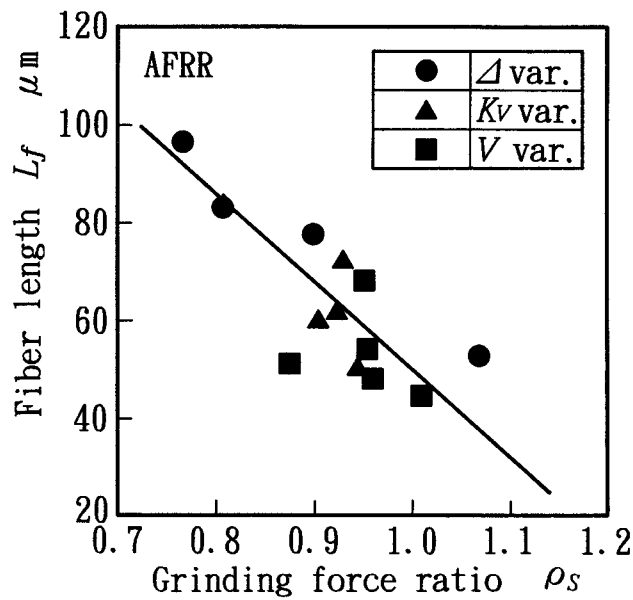


Fig. 4-31 Relationships between projecting fiber length and grinding force ratio in steady grinding state

(摩擦係数)を得るためには、その伝達性能に応じたアラミド繊維突出長さに研削加工することが必要であることがわかる。

次に、動力伝達性能を決定し得る仕上面特性、すなわち繊維の突出長さを定常研削過程において如何に制御するかということについて検討する。

図4-31は、前節の実験結果から定常研削状態における抵抗比 ρ_s と繊維突出長さ L_f との関係をまとめたものである。図4-30と同様に、 Δ 、 K_v 、 V いずれを変化させた場合も ρ_s と L_f との関係はほぼ一致しており、 ρ_s が大きくなるに従って繊維の突出長さ L_f が小さくなる関係

にある。以上のことより、 L_f と μ との関係および ρ_s と L_f との関係から要求される摩擦係数に対応した研削抵抗比になるように研削加工条件を制御することによって所期の繊維突出長さが見られ、その結果として所期の摩擦係数（動力伝達性能）が達成されることがわかる。

7.2 繊維突出長さの調整法

アラミド繊維強化ゴムを研削加工する場合、工作物が弾性材料であるため図4-26で示したように定常研削状態に達するまでかなりの研削代が必要となる。ところが、研削代が十分ではなく、過渡研削状態において工作物が要求寸法に達してしまう場合も予測される。このような場合は前章で提案した制御法を用いることはできず、新たな繊維突出長さの調整法を考える必要がある。そこで以下では、所定の状態の表面を1パス研削することによるアラミド繊維およびマトリックスゴム寸法の変化を検討し、繊維突出長さの調整法について考察する。検討にあたって、図4-32に示す研削による材料除去モデルを想定する。すなわち、繊維突出長さ $(L_f)_{n-1}$ の表面を1パス研削することによって突出長さが $(L_f)_n$ となる場合の仕上面近傍における断面の模式図から、1パス研削することによるアラミド繊維の除去寸法を R_{F1} 、マトリックスゴムの除去量を R_{M1} と定義する。

図4-33(a)に前加工面の繊維突出長さ $(L_f)_i$ が $32.5 \mu\text{m}$ の前加工面に対し砥石に切込み量 ds^{**} を与えて1パス研削した場合の繊維除去長さ R_{F1} 、マトリックスゴムの除去量 R_{M1} および研削抵抗を示す。図においては、研削後の繊維の突出長さ $(L_f)_n$ が R_{F1} と R_{M1} の差で表される。砥石の切込み量がかなり小さい場合は、砥石と工作物とが弾性的に接触する状態であ

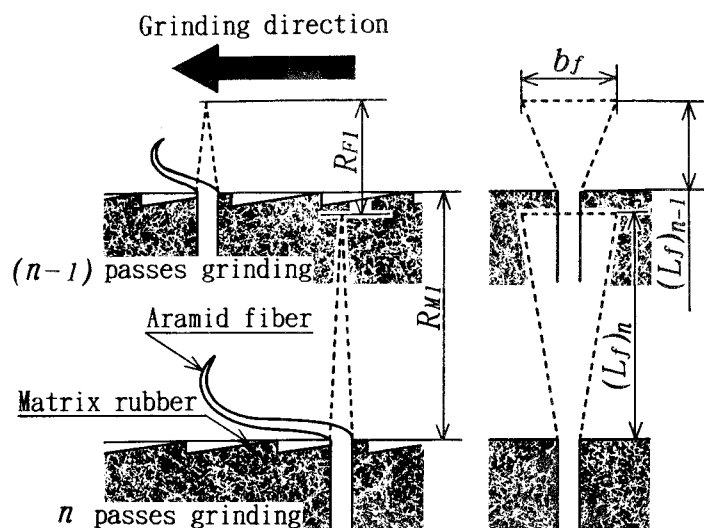
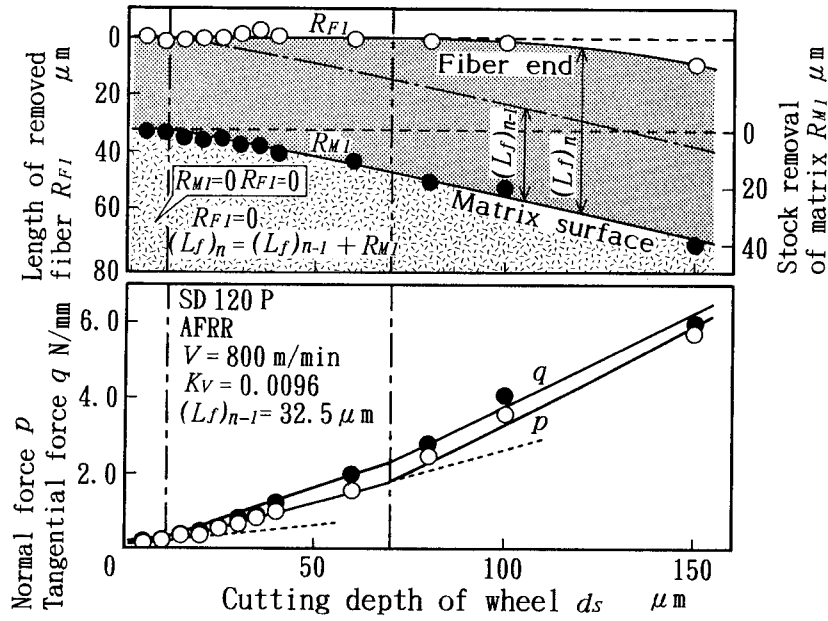


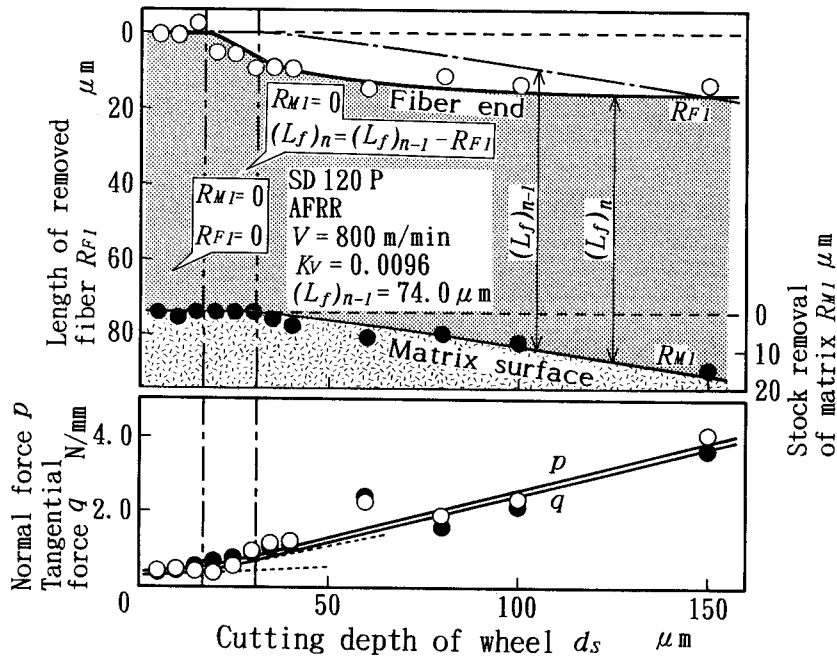
Fig. 4-32 Schematic diagram of form and size variations of matrix or fiber by 1 pass grinding

* アラミド繊維は、砥粒切れ刃との干渉によって繊維の長さ方向にも塑性変形することが十分考えられるが、本報では繊維の塑性変形量を含めた研削前後の繊維突出長さの正味の差として繊維除去長さを表す。

** 突出したアラミド繊維はかなり柔軟であり、繊維を基準とした表面の特定が不可能であるため、 ds を前加工面のマトリックスゴム表面からの砥石の切込み量とする。



(a) Initial fiber length $(L_f)_n = 32.5 \mu\text{m}$



(b) Initial fiber length $(L_f)_n = 74.0 \mu\text{m}$

Fig. 4-33 Variations of length of removed fiber, stock removal of matrix and grinding forces with cutting depth of grinding wheel in 1 pass grinding

り、繊維の突出長さおよびマトリックス寸法ともに変化しない弾性接触領域となる。これより ds が増加すると、マトリックスゴムのみが除去されるようになり、マトリックスゴムの除去分だけ突出する繊維が長くなるマトリックス除去領域となる。更に ds が増加するとマトリックスゴムとともに繊維も除去される領域となる。このような研削現象の移行に伴って、研削抵抗はいずれの分力も ds の増加に従って増大するが、研削領域の変化とともにその増加割合が大きくなる。一方、前加工面の繊維突出長さ $(L_f)_i$ が $74.0 \mu\text{m}$ の場合は (b) に示す変化となる。すなわち、砥石の切込み量が比較的小さい場合は弾性接触領域となるが、前加工面の繊維突出長さが (a) の場合に比べて大きいいため砥粒切れ刃が工作物表面に食い込みにくく、弾性限界切込み量は (a) の場合に比べて大きくなる。弾性限界切込み量を上回ると (a) の場合とは逆にアラミド繊維のみが除去され、マトリックスゴムは除去されない繊維除去領域となる。更に ds が増加するとアラミド繊維とともにマトリックスゴムも除去される領域へ移行する。研削抵抗は、(a) の場合と同様に研削現象の移行とともに増加割合が大きくなるが、その変化量は (a) の場合と研削現象移行の過程が異なるため必ずしも一致しない。

したがって、以上2つの前加工面の繊維突出長さの間に弾性接触領域から直ちにマトリックスおよび繊維の除去領域へ移行する臨界繊維突出長さが存在することがわかり、同様な研削実験からおよそ $60 \mu\text{m}$ の突出長さであることを確認している。この臨界繊維突出長さに近づく方向への調整に限られるが、突出する繊維を長くする場合はマトリックスゴムの除去量を考慮してマトリックス除去領域で研削することで繊維突出長さの調整が可能である。一方、繊維を短くする場合は、マトリックスゴムを要求寸法まで研削した後に繊維除去領域で研削することで繊維突出長さを調整することができる。

さらに、図4-33(b)の状態において $30 \mu\text{m}$ の砥石切込み量 ds でアラミド繊維強化ゴムをスパークアウト研削する場合の繊維突出長さ L_f 、累積マトリックス除去量 R_M および繊維先端幅

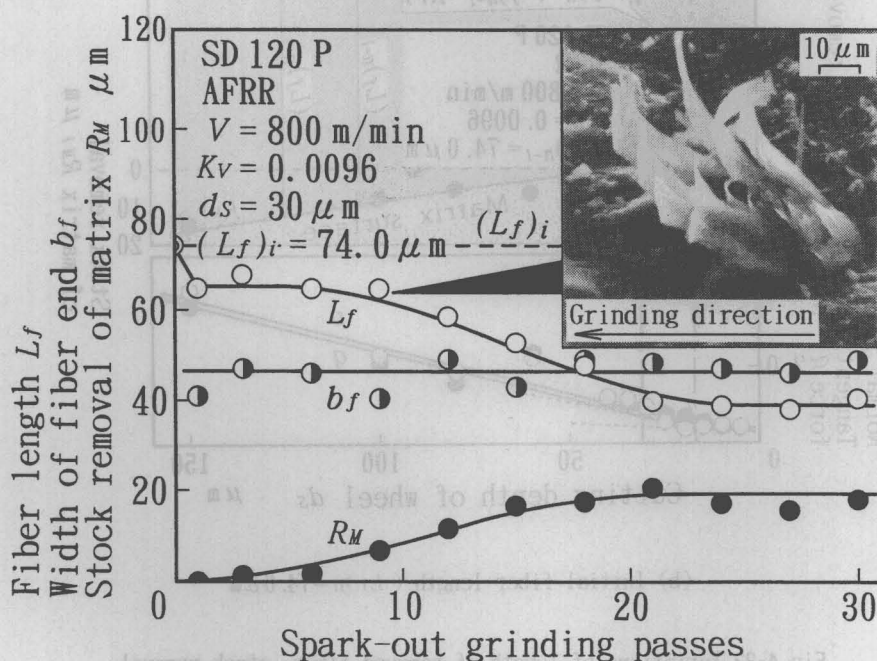


Fig. 4-34 Variations of projecting fiber length, stock removal of matrix and width of fiber end in spark-out grinding process

b_f の変化過程を 図4-34 に示す. まず1回のスパークアウト研削を施すと, 図4-33(b)に示す結果のように R_M は増加せず, L_f が減少する. ところが, それ以降スパークアウト研削過程の初期段階においては研削回数を重ねても L_f は僅かしか減少せず, R_M も僅かに増加する. 研削回数の増加に伴って R_M がやや増加すると L_f も小さくなり, やがて R_M および L_f ともに一定となる. このような変化は, 図中に示す9回のスパークアウト研削後のアラミド繊維の観察結果から次のように考えられる. すなわち, スパークアウト研削過程の初期段階において, 砥粒切れ刃との干渉の繰り返しによって突出したアラミド繊維が分裂し, スパークアウト研削の進行とともに個々の繊維の分裂部が切れ刃との接触面側から徐々に除去されるため, 1本の繊維としては突出長さの減少が僅かとなる. ところが, 繊維突出長さの減少に伴ってマトリックスが除去されるようになり, マトリックス表面の後退が繊維突出長さを大きくするため, それ以降のスパークアウト研削過程においてマトリックス除去量の増加とともに繊維突出長さが減少し, やがて一定となるとスパークアウト研削が終了する.

第8節 アラミド繊維強化ゴムの研削加工面における摩擦係数の定量化

これまでの解析結果から, アラミド繊維強化ゴムの研削加工面の摩擦特性は主にマトリックス表面から突出するアラミド繊維の突出長さに支配されることが明らかになった. そこで本節では, 研削加工面の摩擦係数を予測するための理論解析法について検討する.

8.1 研削加工面の摩擦係数の理論解析

図4-25に示した研削面におけるアラミド繊維の状態を考慮し, 図4-35のように想定したプーリとアラミド繊維強化ゴムとの接触モデルからヘルツの弾性接触論⁴⁻¹⁸⁾に基づいて研削面の静摩擦係数を理論的に解析する.

図のように, 回転する平プーリをアラミド繊維強化ゴムの研削面に押し付け, プーリの回転が停止する瞬間の押付け力 P に対して静摩擦力 F が作用する場合, 接触長さ $2a$ の接触面に

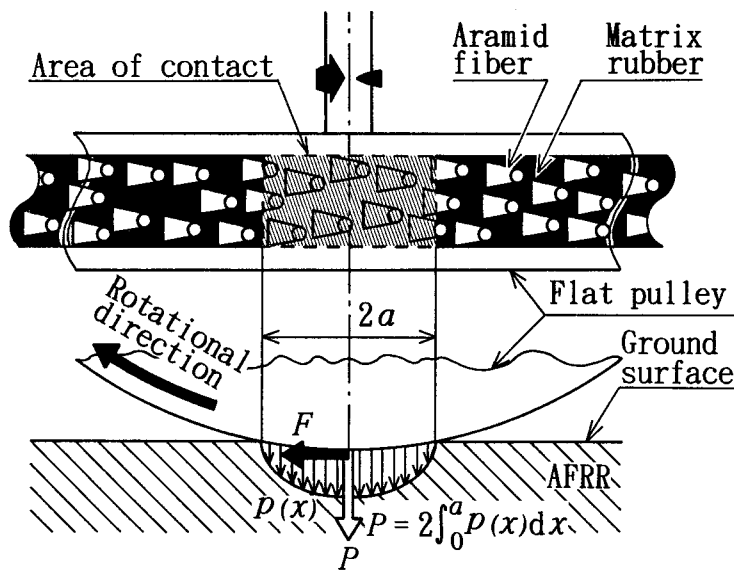


Fig. 4-35 Model of contact between peripheral surface of flat pulley and ground surface of AFRR

においてヘルツの接触圧力 $p(x)$ が作用する。ここで、接触面の微小面積における繊維占有面積率を $R(S_F)$ 、プーリとアラミド繊維およびマトリックスゴムとの静摩擦係数をそれぞれ μ_F および μ_M とすると、全接触面にわたりプーリが繊維またはマトリックスゴムと接触している条件（仮定①）のもとでは、接触面に作用する静摩擦力 F は次式で表される。

$$F=2\int_0^a [\mu_F \cdot R(S_F) \cdot p(x) + \mu_M \cdot \{1 - R(S_F)\} \cdot p(x)] dx \quad (4-5)$$

ただし、押付け力 P と接触面に分布する圧力 $p(x)$ とは、次式の関係にある。

$$P=2\int_0^a p(x) dx \quad (4-6)$$

さらに、プーリと繊維およびマトリックスとの各静摩擦係数が接触圧力の影響を受けず一定である（仮定②）とすると、式(2)から、静摩擦力 F は次式となる。

$$F=[\mu_F \cdot R(S_F) + \mu_M \cdot \{1 - R(S_F)\}] P \quad (4-7)$$

したがって、研削面の静摩擦係数は次式のように繊維占有面積率 $R(S_F)$ ならびにアラミド繊維およびマトリックスゴムの各静摩擦係数 μ_F 、 μ_M の各表面特性値の関数で表される。

$$\mu = \frac{F}{P} = \mu_F \cdot R(S_F) + \mu_M \cdot \{1 - R(S_F)\} \quad (4-8)$$

8.2 研削加工面の表面特性値

アラミド繊維強化ゴムの研削面の静摩擦係数を理論解析するうえで必要な表面特性値、すなわち繊維占有面積率ならびにアラミド繊維およびマトリックスゴムの各静摩擦係数について以下に述べる。

1) 繊維占有面積率 $R(S_F)$

繊維占有面積率を求めるにあたり、まずマトリックス中における繊維の配列状態を考慮する必要がある。図4-36は、本研究で用いたアラミド繊維強化ゴムの繊維配向方向に垂直な切断面の観察例である。本材料にはカレンダー処理が施されており、マトリックス中における

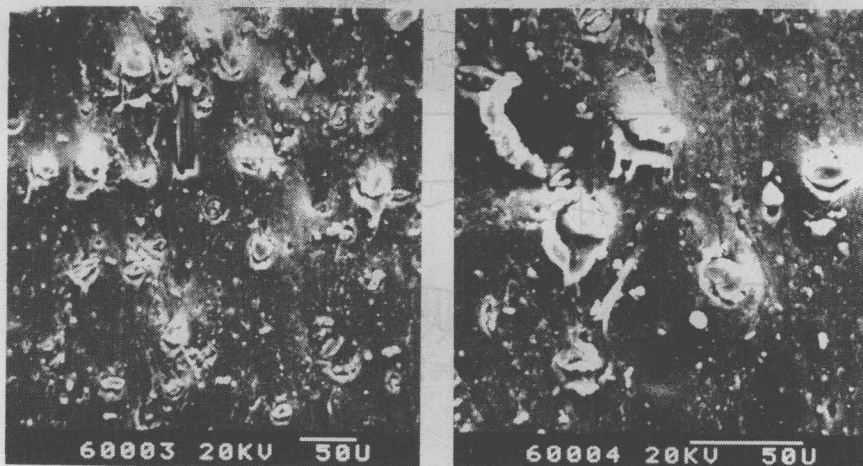


Fig. 4-36 SEM photographs of a section normal to arranged fibers

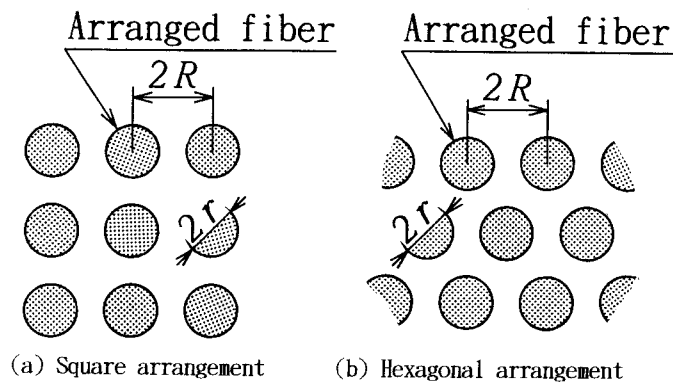


Fig. 4-37 Ideal fiber arrangements in fiber reinforced material

繊維の配列方向はかなりよい精度で一致していることがわかる。しかし、繊維の配列状態に規則性は認められない。また、繊維の断面形状はわずかに歪んだ円形であるが、その形状および寸法には若干のばらつきがある。

そこで、理論解析のための繊維の理想的な配列状態、すなわち 図4-37 に示すように個々の繊維の断面形状が同一径の円形であり、マトリックス内に繊維が規則的な正方形あるいは六角形状に配列する場合を想定する⁴⁻¹⁹⁾。それぞれの配列間隔 $2R$ は、繊維径 $2r$ および繊維含有率 V_f から幾何学的に次式の関係によって求めることができる。

(a)正方形配列

$$2R = r \left(\frac{\pi}{V_f} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4-9)$$

(b)六角形配列

$$2R = 2r \left(\frac{\pi}{2\sqrt{3}V_f} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4-10)$$

本実験で用いたアラミド繊維強化ゴムの場合、図4-36のような断面のSEM写真から繊維径 $2r = 12 \mu\text{m}$ 、繊維含有率 $V_f = 5.2 \text{ vol.} \%$ と定め、式(4-9)および(4-10)から次の繊維配列間隔を得た。

- ・ 正方形配列： $2R = 46.6 \mu\text{m}$
- ・ 六角形配列： $2R = 50.1 \mu\text{m}$

次に、繊維占有面積率を求めるうえで必要なのは、研削加工による繊維の変形方向すなわち配列状態に対する研削方向を考慮することである。図4-37に示した2つの繊維配列状態に対して典型的な研削方向を考慮すると、図4-38に示す次の4つの繊維突出状態が考えられる。

- S_{\parallel} ：正方形配列で研削方向が格子方向の場合
- S_{\perp} ：正方形配列で研削方向が対角方向の場合
- H_{\parallel} ：六角形配列で研削方向が短対角方向の場合
- H_{\perp} ：六角形配列で研削方向が長対角方向の場合

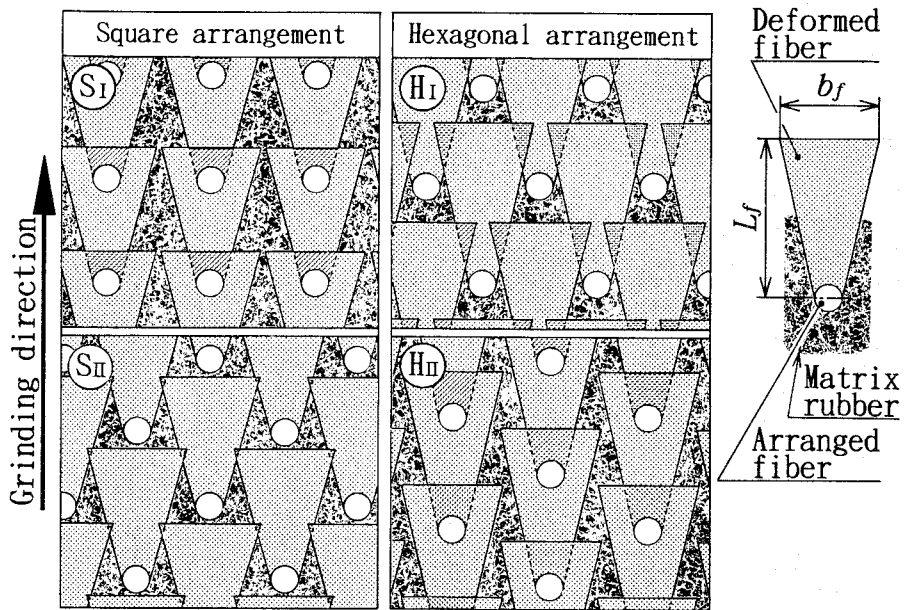


Fig. 4-38 Four projecting fiber conditions on ground surface with fiber arrangement and grinding direction

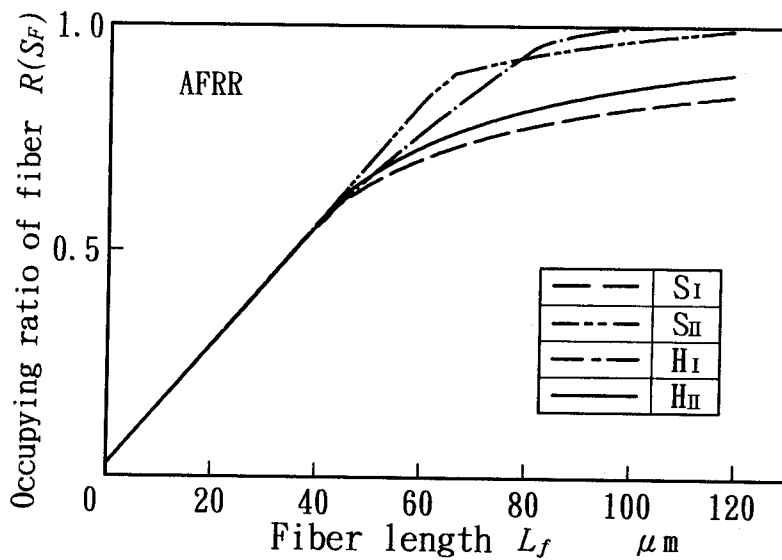


Fig. 4-39 Relationships between projecting fiber length and occupying ratio of fiber on ground surface in each ideal fiber conditions

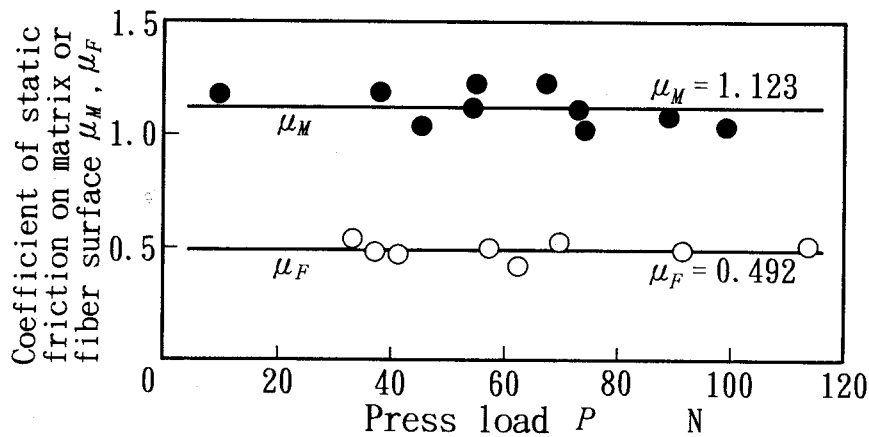


Fig. 4-40 Relationships between press load for pulley and coefficient of static friction on surface of matrix rubber or aramid fiber

これまでの研削面における突出繊維の観察から、プーリとの接触の際にマトリックスゴムに押し付けられた1本の繊維が占める面積を、図のような台形状に変形した繊維と繊維断面の半分の和とし、個々の繊維同士の重なりを考慮して繊維占有積率 $R(S_F)$ を計算した結果が図4-39である。前節の実験結果において、繊維先端幅 b_f は研削加工条件に影響されず、およそ $46 \mu\text{m}$ の一定値となることを確認しているので $R(S_F)$ は繊維の突出長さ L_f の関数として表される。いずれの繊維突出状態においても L_f が約 $40 \mu\text{m}$ までは個々の繊維が重ならないため $R(S_F)$ の変化は一致し、 L_f の増加に対して直線的に増加する。繊維突出長さが更に大きくなると、それぞれの繊維突出状態に応じて繊維同士が重なり合うため $R(S_F)$ の変化に図のような隔たりが生じる。

2) マトリックスおよび繊維の摩擦係数 μ_M, μ_F

プーリとの接触面内においては、接触圧力が均一とはならない。そこで摩擦係数の理論解析における仮定②を検証し、さらに μ_M および μ_F を求めるため、マトリックスゴムおよびアラミド繊維の各材料に対して押し付けるプーリのトルクを変化させて静摩擦試験を行い、押付け力 P と μ_M および μ_F との関係性を求めた。その結果を図4-40に示す。いずれの静摩擦係数もプーリの押付け力に影響されずほぼ一定値となり、これらの測定結果から $\mu_M = 1.123$, $\mu_F = 0.492$ を得た。押付け力の変化に伴って接触面内に分布する接触圧力は必然的に変化するが、このような結果は各構成材料の静摩擦係数が接触面内における接触圧力の変化にほとんど影響されないことを示している。

8.3 解析結果と実測結果との比較検討

図4-41 に図4-39および図4-40から得られた表面特性値を用いて式(4-8)から得られた研削面の静摩擦係数 μ と繊維突出長さ L_f との関係の解析結果を繊維の各突出状態について示す。これに加えて、前節において異なる加工条件で研削した表面の μ を実験的に測定した結果と研削面の L_f との関係性をプロット点で示す。なお、プーリの押付け力はいずれの L_f の場合もおよそ 180N である。図4-39で示したように各々の繊維突出状態に応じて繊維突出長さに対す

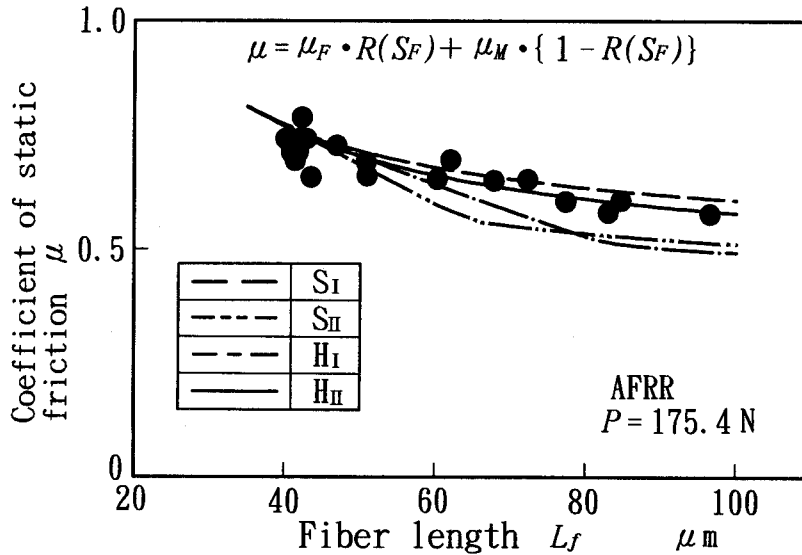


Fig. 4-41 Theoretical and experimental relations between projecting fiber length and coefficient of static friction on ground surface of AFRR

る繊維占有面積率の変化が異なるため、静摩擦係数 μ の解析結果は異なる変化を示すが、これらの内で最もよく μ の実測値と一致するのは、 H_{II} の繊維突出状態すなわちマトリックス中の繊維配列が六角形状でその長対角方向に研削される場合を想定した解析結果である。

以上から、アラミド繊維径、繊維含有率、研削面における繊維突出長さおよび繊維先端幅、プーリとの接触に対するアラミド繊維およびマトリックスゴムの各静摩擦係数をあらかじめ求めることでアラミド繊維強化ゴムの研削面の静摩擦係数を理論的に予測できることがわかる。

第9節 アラミド繊維強化ゴムの摩擦面における接触状態

前節で提案した研削面の摩擦係数を予測するための理論解析法の妥当性を明確にするため、本節ではアラミド繊維強化ゴムの研削面がプーリと摩擦する場合の接触状態について検討する。

9.1 摩擦係数に及ぼされる接触圧力分布の影響

図4-42 は、プーリの回転トルクを変化させて研削面の摩擦係数を測定した場合の押付け力 P の変化による静摩擦係数 μ の変動を繊維突出長さ L_f が $29.3 \mu\text{m}$ および $74.0 \mu\text{m}$ の研削面について示したものである。図中の破線は μ_M および μ_F の測定結果を示す。押付け力 P がかなり大きい場合には、研削面の静摩擦係数 μ は P の変化の影響を受けずほぼ一定となるが、押付け力が図中BあるいはD点で示す限界値を下回ると P の減少とともに μ は低下する。このことは、プーリの押付け力が減少することによって接触圧力が低下し、接触状態の変化が生じるためと考えられる。すなわち、プーリによってマトリックス表面に押し付けられていたアラミド繊維の弾性回復などによって、摩擦係数の大きいマトリックスゴムとの接触部が減少することが静摩擦係数の低下に大きく関与していると思われる。さらに P が減少し、図中

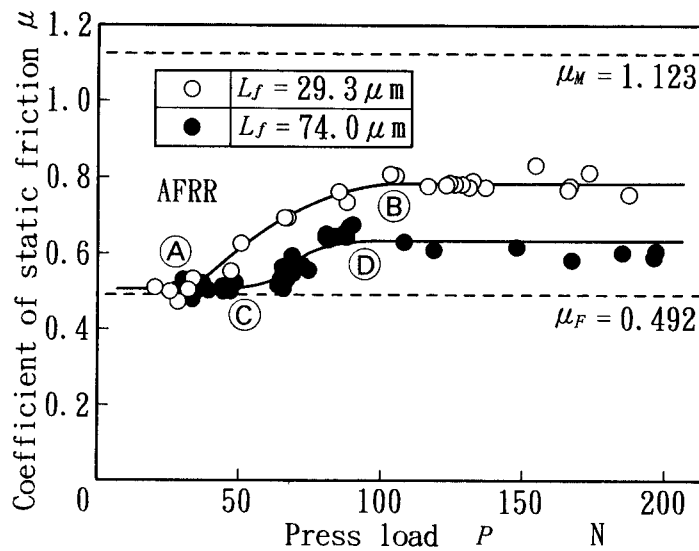


Fig. 4-42 Variations of coefficient of static friction on ground surface with press load for pulley

AあるいはC点で示す臨界値以下になると、いずれの L_f の場合もほぼ一致して一定値となる。この領域における μ の値が μ_F の値に極めて近いことから、この領域では全接触面にわたって主に弾性回復した突出繊維がプーリと接触し、マトリックスゴムとプーリとがほとんど接触していない不完全接触状態となっていることが推測できる。したがって、アラミド繊維強化ゴムの研削面に対してごく小さなプーリの回転トルクで静摩擦係数を測定することで μ_F を得ることが可能である。

9.2 接触圧力分布による接触状態の変化

次に、プーリとの接触面におけるヘルツの接触圧力分布に基づいて、プーリの押付け力による接触状態への影響について検討する。

研削面とプーリとの接触において、ヘルツの弾性接触論によれば接触長さ $2a$ は次式で表される⁴⁻¹⁸⁾。

$$2a = 2 \left(\frac{4P \cdot R_p}{\pi E'} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4-12)$$

$$\frac{1}{E'} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (4-13)$$

ただし、 P はプーリの押付け力、 R_p はプーリ半径、 E_1 および E_2 はアラミド繊維強化ゴムおよびプーリのヤング率、 ν_1 および ν_2 は両者のポアソン比である。また、接触長さ x に対する接触圧力分布 $p(x)$ は次式となる。

$$p(x) = \frac{2P}{\pi a} \left(1 - \frac{x^2}{a^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4-14)$$

以上の関係から、図4-42に示す $L_f = 29.3 \mu\text{m}$ の場合の接触圧力分布を、静摩擦係数の安定領域 ($P = 187.5 \text{ N}$) および臨界接触状態 (A点, $P = 30 \text{ N}$) について示したのが図4-43である。A点においてはマトリックスゴムとの接触がほとんど発生しない臨界状態であることが考え

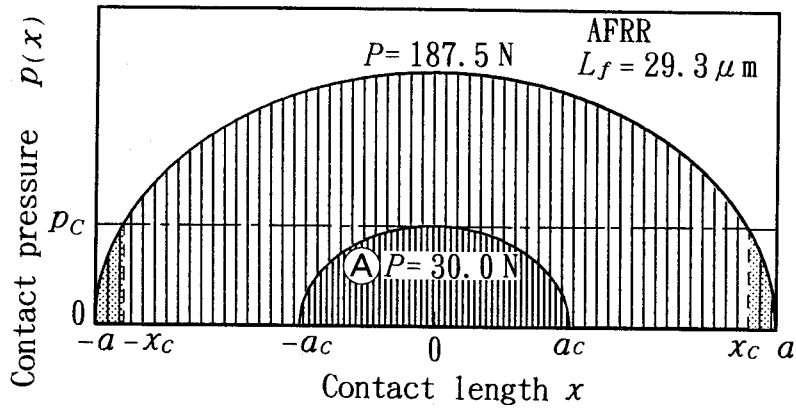


Fig. 4-43 Pressure distribution on contact surface

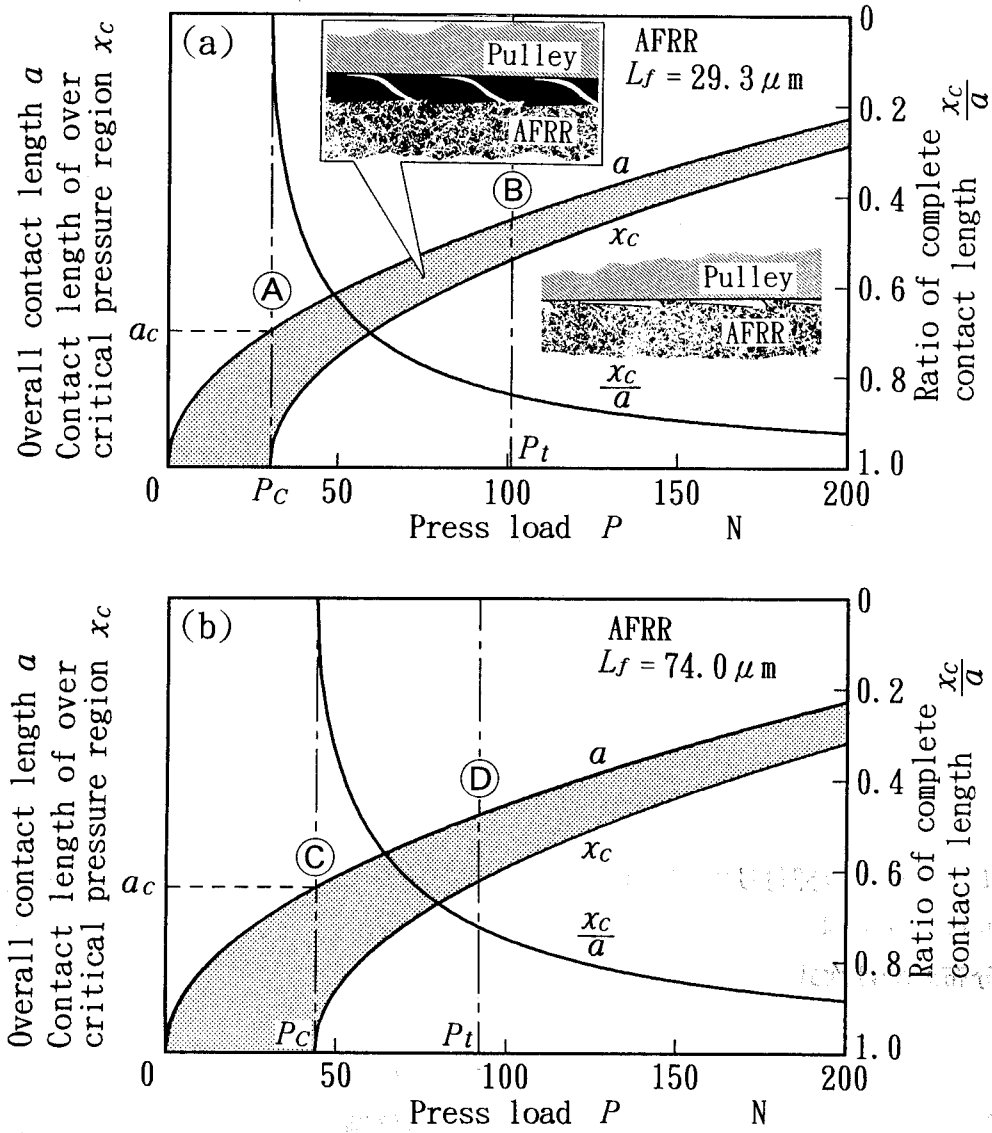


Fig. 4-44 Relationships between a , x_c or x_c/a and press load for pulley

られるため、接触面の中央に作用する最大接触圧力がマトリックスゴムとの接触の臨界圧力 p_c になる。したがって、 $P=187.5\text{N}$ の場合、接触面の両端に接触圧力が p_c 以下になる領域が存在することになり、その内側の領域においてはプーリが繊維のみならずマトリックスゴムとも接触していることになる。そこで、図のように接触面の中心から接触圧力が p_c に減少する位置までの長さを臨界接触長さ x_c とし、続いて図4-42の各繊維突出長さの研削面についてプーリの押付け力の変化に対する接触状態の変動を検討する。

図4-44 (a)に $L_f=29.3\mu\text{m}$ の場合、(b)に $L_f=74.0\mu\text{m}$ の場合のプーリの押付け力 P と接触面長さ a 、臨界接触長さ x_c および接触面における完全接触率 x_c/a との関係を示す。式(4-12)から接触面長さ a の変化はいずれの繊維突出長さの場合も一致するが、図4-42においてA点よりC点の押付け力の臨界値 P_c が大きいため x_c は(b)の場合が若干短くなる。これらより求めた臨界接触比 x_c/a の変化から、プーリのトルクを大きくし押付け力 P を増加させるほど接触面における不完全接触領域の割合が減少し、 P が減少すると急激に不完全接触領域の割合が増加することがわかる。図4-42押付け力(BおよびD点)において、理論解析結果では全接触面に対する不完全接触領域の割合が(a)の場合で約16%、(b)の場合で約23%に達するが、実測した静摩擦係数にその影響はほとんど現れていない。このことは、図4-43のドット部の面積で示される P の不完全接触領域に作用する成分がかなり小さいことに加えて以下のことに起因すると考えられる。つまり、不完全接触領域においては接触圧力の低下によりマトリックスと繊維との密着が失われる。そのため、この領域の表層部における巨視的ヤング率が低下し、実際に作用する圧力が均質な接触面として解析した接触圧力よりさらに小さくなり⁴⁻²⁰⁾、不完全接触領域に作用する P の影響がほとんど現れないと考えられる。このことから、図4-41に示した μ の測定では、プーリの押付け力 P がおよそ180Nであり、均質な接触面とした場合の不完全接触領域の割合は10%程度となり P のおよそ3.7%がこの領域に作用することになるが、実際はさらに少ないものと思われる。したがって、 P が比較的大きい場合は μ の測定結果に及ぼされる不完全接触領域の影響がかなり少なく、このことは本報の理論解析における仮定①を概ね裏付けるものと考えられる。

第10節 結 言

本章では、アラミド繊維強化ゴムの研削機構および加工条件と研削特性との関係を解明するため、まずマトリックスであるクロロプレングムを電着ダイヤモンド砥石でプランジ研削する場合の研削機構ならびに特性を実験的に検討した。つぎに、アラミド繊維強化ゴムの研削機構を解明し、研削による表面の摩擦係数の調整制御法について検討した。さらに、研削面の表面特性値から摩擦係数を理論的に予測する手法を提起し、その妥当性について検討を加えた。本章で得られた主な結論は以下のようなものである。

- (1) CRの研削加工面には断続的な引裂破壊による単目やすり状の周期的な段差が生成され、Type I および Type II の異なる表面生成形態が生じる。
- (2) CRが極めて弾性に富むため、その弾性回復によって砥石作用面のボンド部とも激しく接触する。その結果、主分力が背分力を上回る特異な現象が生じる。
- (3) 段差高さおよび間隔は、加工条件によって変化する砥石と工作物との接触面における

平均接触剛性と密接な関係を有する。すなわち、設定砥石切込み量、速度比、半径比に関しては、接触剛性の増加につれて段差高さおよび間隔はいずれも小さくなるが、研削速度については逆の傾向になる。

- (4) アラミド繊維強化ゴムの研削加工面における摩擦特性はマトリックス表面から突出するアラミド繊維の長さに支配され、繊維の突出長さが減少するに従って表面の摩擦係数は大きくなる。
- (5) 定常研削状態においては、研削条件の如何にかかわらず研削抵抗比と繊維の突出長さとの間には一義的関係が存在し、所期の繊維突出長さは、これに対応する研削抵抗比となるように加工条件を制御することで達成される。
- (6) 設定砥石切込み量、速度比あるいは研削速度の増加に従ってアラミド繊維の突出長さは大きくなるが、繊維の先端幅はこれらの加工条件に影響されず一定である。
- (7) 砥石の切込み量の増加に伴って、臨界繊維突出長さを境に次のように研削状態が移行する。

①前加工面の繊維突出長さが臨界値より小さい場合

弾性接触 ⇒ マトリックス除去 ⇒ マトリックス・繊維除去

②前加工面の繊維突出長さが臨界値より大きい場合

弾性接触 ⇒ 繊維除去 ⇒ マトリックス・繊維除去

- (8) マトリックス除去領域あるいは繊維除去領域で研削することによってマトリックス寸法とともに繊維の突出長さの調整が可能である。
- (9) 研削加工によってアラミド繊維強化ゴムの表面は、マトリックスゴム表面からアラミド繊維が長く突出する状態となり、突出した繊維は砥粒切れ刃との干渉によって研削方向に傾斜するが、繊維の先端は上方に反り返る。
- (10) アラミド繊維径、繊維含有率、繊維の突出長さおよび先端幅、プーリとマトリックスゴムおよびアラミド繊維との各静摩擦係数をあらかじめ求めることで、ヘルツの弾性接触論に基づいた理論解析からアラミド繊維強化ゴムの研削面の代表的な摩擦特性値である静摩擦係数を理論的に予測することができる。
- (11) マトリックス中における繊維の配列状態は不規則であるが、静摩擦係数の解析にあたっては繊維の配列状態が六角形でその長対角方向に研削する規則的な繊維の突出状態を想定した場合の解析結果が実測値にほぼ一致する。
- (12) プーリの押付け力が比較的高い場合は、静摩擦係数に及ぼされる不完全接触領域の影響がかなり少なく、全接触面にわたってアラミド繊維およびマトリックスゴムと接触していることを前提とした本理論解析法の妥当性は高い。
- (13) プーリの押付け力が限界値を下回るとアラミド繊維強化ゴムの研削面の静摩擦係数は減少し、押付け力がかなり小さくなるとアラミド繊維の静摩擦係数にほぼ等しくなる。すなわち、(10)におけるプーリと繊維との静摩擦係数は、小さなトルクで回転するプーリを小さな力で押し付けることで求めることができる。

《 参 考 文 献 》

- 4- 1) 高分子学会編：入門 高分子材料——高度機能をめざす新しい材料展開，共立出版社（1986）56.
- 4- 2) 酒井 紘：アラミド繊維，プラスチック，**39**，8（1988）68.
- 4- 3) ケミカルビジネスガイド '89，化学工業日報社，（1988）426.
- 4- 4) 北嶋弘一，古谷一彦，田中行雄：ゴムの研削加工に関する研究（第1報）——円筒プランジ研削における研削仕上面，精密機械，**47**，3（1981）326.
- 4- 5) 北嶋弘一，田中行雄，前田諭志：ゴムの研削加工に関する研究（第2報）——極低温研削法による研削特性，精密工学会誌，**52**，11（1986）1883.
- 4- 6) 森川竜一：ゴムの研削加工の研究（第1報）——単粒模型工具によるゴムの削り特性，日本機械学会論文集（第3部），**28**，193（1962）1113.
- 4- 7) 森川竜一：ゴムの研削加工の研究（第2報）——研削抵抗の特性，日本機械学会論文集（第3部），**28**，193（1962）1127.
- 4- 8) 落合 泰：総説 機械材料，理工学社（1992）12-18.
- 4- 9) 山田準吉：ゴム，大日本図書（1968）39.
- 4-10) コーネックス技術資料，帝人株式会社（1990）7.
- 4-11) ダイヤモンド工業協会 編：ダイヤモンド工具マニュアル，工業調査会（1979）47.
- 4-12) ダイヤモンド砥石研究会 編：ダイヤモンド砥石の選び方・使い方，日刊工業新聞社（1988）43.
- 4-13) 4- 1)のp.111.
- 4-14) 中島利勝，塚本真也，菅野典生：極低速度領域における研削現象（第1報）——極低速度研削加工の研究，精密工学会誌，**56**，11（1990）2075.
- 4-15) 岡村健二郎，中島利勝：研削の過渡特性（第1報）——かつぎ現象の解明，精密機械，**38**，7（1972）580.
- 4-16) 中島利勝，塚本真也，増田義隆：プランジ研削における半径比の影響に関する研究，精密工学会誌，**52**，12（1986）2126.
- 4-17) 中島利勝，鳴瀧則彦：機械加工学，コロナ社（1983）141.
- 4-18) J.Halling：Principles of Tribology（松永正久 監訳：トライボロジ），近代科学社（1984）46.
- 4-19) D.Hull：An Introduction of Composite Materials（宮入裕夫，池上皓三，金原 勲 訳：複合材料入門），培風館（1983）55.
- 4-20) 4-18)のp.58.

第5章 結 論

本編では、材料特性の異なる2種類の繊維強化複合材料すなわちガラス繊維強化プラスチックおよびアラミド繊維強化ゴムを研削加工することによって、各材料固有の研削特性を明らかにし、繊維強化複合材料を高品質化するための研削加工技術を確立するための基礎的指針を示した。

第2章では、繊維強化複合材料の材料特性について説明し、繊維強化材料に要求される機能およびその機能を研削加工によって付加するうえでの問題点を現状に沿って解説し、研削による繊維強化複合材料の高付加価値化の意義について述べた。

第3章では、ガラス繊維強化プラスチックの円筒プランジ研削実験を行い、切削の場合に生じるような急激な工具摩耗は発生しないことを確認した。また、ガラス繊維強化プラスチックの研削面にはガラス繊維の脆性破壊によるピットが生成され、繊維の配向角と研削抵抗の作用方向によってガラス繊維には大破壊型、微細破壊型および破壊停止型の異なる3つの破壊形態が生じることを確認し、繊維の配向角と研削抵抗の作用方向を近づけることによって繊維の破壊規模が小さくなり表面粗さが改善されることを明らかにした。さらに、切れ刃の幾何学的干渉形状を小さく研削速度を大きくすることによってガラス繊維の破壊規模が小さくなり、表面粗さが改善されることを明らかにした。

第4章では、まずアラミド繊維強化ゴムのマトリックスゴムであるクロロプレングムベルトをダイヤモンド砥石でプランジ研削し、ゴム材料特有の研削機構を明らかにするとともに、主軸におけるゴムベルトの曲率半径を小さくしてクリープフィード的に研削加工することによって砥石の切れ味が向上することを確認した。続いて、アラミド繊維強化ゴムのプランジ研削実験を行うことによって、研削面ではマトリックスゴム表面からアラミド繊維がかなり長く突出することおよびその突出長さがアラミド繊維強化ゴムの摩擦特性を支配することを確認し、所期の研削抵抗比となるように加工条件を制御することによってアラミド繊維の突出長さすなわち摩擦特性を調整することが可能であることを見出した。さらに、アラミド繊維径、繊維含有率、繊維突出長さ、繊維先端幅、マトリックスゴムおよびアラミド繊維の摩擦係数から、ヘルツの弾性接触論に基づき研削面の摩擦係数を予測する解析法を提案し、その妥当性を確認した。

付 録

図4-40に示した繊維占有面積率は、表面の構成単位面における繊維占有面積を構成単位面積で除することにより求めた。図 i ~ iv に示す4つの繊維突出状態の場合の繊維占有面積 S_F は、それぞれ幾何学的に次式で表される。ただし、以下において繊維径を $2r$ 、繊維の配列間隔を $2R$ 、繊維突出長さを L_f 、繊維先端幅を b_f とする。

① S_I の場合 [構成単位面積 : $2R \times 2R$]

○ $L_f \leq 2R - r$

$$S_F = \frac{2r + b_f}{2} L_f + \frac{\pi r^2}{2} \quad (\text{i})$$

○ $2R - r \leq L_f \leq 2R$

$$S_F = \frac{2r + b_f}{2} L_f + \frac{\pi r^2}{2} - \frac{r - (2R - L_f)}{6s} \cdot [3\{r - (2R - L_f)\}^2 + 4s^2] \quad (\text{ii})$$

ただし、 $s = 2\{r^2 - \sqrt{2R - L_f}\}^2$

○ $2R \leq L_f$

$$S_F = R \cdot \frac{b_f - 2r}{L_f} (2L_f - 2R) + (2R) \cdot (2r) \quad (\text{iii})$$

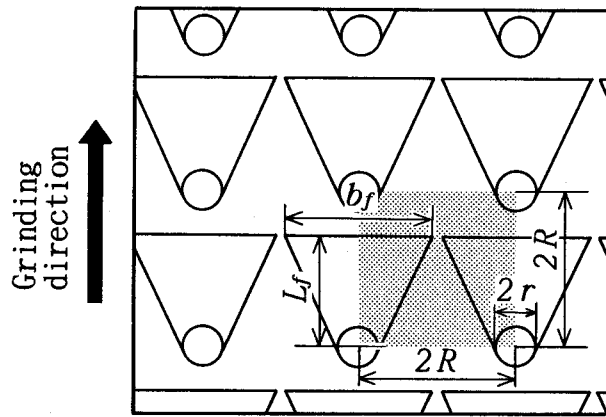


Fig. i A unit in ground surface of projecting fiber condition of S_I

② S_{II} の場合 [構成単位面積 : $2\sqrt{2}R \times 2\sqrt{2}R$]

○ $L_f \leq \sqrt{2}R$

$$S_F = (2r + b_f) L_f + \pi r^2 \quad (\text{iv})$$

○ $\sqrt{2}R \leq L_f \leq \frac{\sqrt{2}R(b_f - 2r)}{2(b_f - \sqrt{2}R)}$

$$S_F = (2r + b_f) L_f + \pi r^2 \quad (\text{v})$$

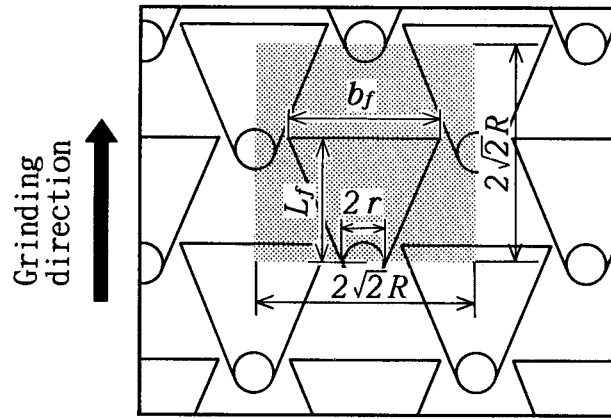


Fig. ii A unit in ground surface of projecting fiber condition of S_I

$$\bigcirc \frac{\sqrt{2}R(b_f - 2r)}{2(b_f - \sqrt{2}R)} \leq L_f \leq 2\sqrt{2}R - r$$

$$S_F = (2r + b_f)L_f + \pi r^2 - 2\left\{L_f\left(1 - \frac{\sqrt{2}R - 2r}{b_f - 2r}\right) - \frac{\sqrt{2}}{2}R\right\} \cdot \left\{\frac{b_f - 2r}{2L_f}(L_f - \sqrt{2}R) + r - \left(\sqrt{2}R - \frac{b_f}{2}\right)\right\} \quad (\text{vi})$$

$$\bigcirc 2\sqrt{2}R \leq L_f \leq 2\sqrt{2}R$$

$$S_F = (2r + b_f)L_f + \pi r^2 - 2\left\{L_f\left(1 - \frac{\sqrt{2}R - 2r}{b_f - 2r}\right) - \frac{\sqrt{2}}{2}R\right\} \cdot \left\{\frac{b_f - 2r}{2L_f}(L_f - \sqrt{2}R) + r - \left(\sqrt{2}R - \frac{b_f}{2}\right)\right\} - 2\frac{r - (2\sqrt{2}R - L_f)}{6u} \left[3\{r - (2\sqrt{2}R - L_f)\}^2 + 4u^2\right] \quad (\text{vii})$$

ただし, $u = 2\{r^2 - (2\sqrt{2}R - L_f)^2\}^{\frac{1}{2}}$

$$\bigcirc 2\sqrt{2}R \leq L_f \leq \frac{3\sqrt{2}R}{2 - \frac{2\sqrt{2}R - 4r}{b_f - 2r}}$$

$$S_F = \left\{\frac{b_f - 2r}{L_f}(L_f - 2\sqrt{2}R) + 2r + b_f\right\} \cdot (2\sqrt{2}R) - 2\left\{L_f\left(1 - \frac{\sqrt{2}R - 2r}{b_f - 2r}\right) - \frac{\sqrt{2}}{2}R\right\} \cdot \left\{\frac{b_f - 2r}{2L_f}(L_f - \sqrt{2}R) + r - \left(\sqrt{2}R - \frac{b_f}{2}\right)\right\} \quad (\text{viii})$$

$$\bigcirc L_f \geq \frac{3\sqrt{2}R}{2 - \frac{2\sqrt{2}R - 4r}{b_f - 2r}}$$

$$S_F = 2\sqrt{2}R \times 2\sqrt{2}R \quad (\text{ix})$$

③ H_I の場合 [構成単位面積: $2\sqrt{3}R \times 2R$]

$$\bigcirc L_f \leq \sqrt{3}R - \left\{r^2 - \left(R - \frac{b_f}{2}\right)^2\right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$S_F = (2r + b_f)L_f + \pi r^2 \quad (\text{x})$$

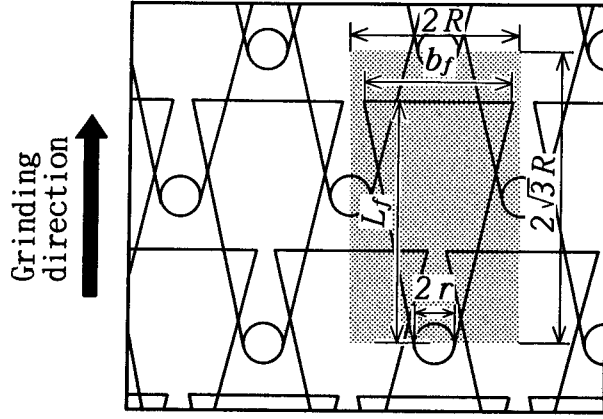


Fig. iii A unit in ground surface of projecting fiber condition of H_f

$$\bigcirc \sqrt{3}R - \left\{ r^2 - \left(R - \frac{bf}{2} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \leq L_f \leq \sqrt{3}R$$

$$S_F = (2r + bf) L_f + \pi r^2 - 4 \int_{x_c}^{-(\sqrt{3}R - L_f)} (\sqrt{r^2 - x^2} + Mx - R + r + \sqrt{3}RM) dx \quad (\text{xi})$$

ただし

$$x_c = \frac{M(R - r - \sqrt{3}RM) - \sqrt{M^2(R - r - \sqrt{3}RM)^2 - (1 + M^2) \cdot \{(R - r - \sqrt{3}RM)^2 - r^2\}}}{1 + M^2}$$

$$M = \frac{bf - 2r}{2L_f}$$

$$\bigcirc \sqrt{3}R \leq L_f \leq \frac{\sqrt{3}(bf - 2r)R}{2(R - 2r)}$$

$$S_F = (2r + bf) L_f + \pi r^2 - 4 \int_{x_c}^{-(\sqrt{3}R - L_f)} (\sqrt{r^2 - x^2} + Mx - R + r + \sqrt{3}RM) dx \\ - 2 \{ (2r - R + \sqrt{3}RM) + \{ M(2L_f - \sqrt{3}R) - R + 2r \} \} \cdot (L_f - \sqrt{3}R) \quad (\text{xii})$$

$$\bigcirc \frac{\sqrt{3}(bf - 2r)R}{2(R - 2r)} \leq L_f \leq 2\sqrt{3}R - r$$

$$S_F = (2r + bf) L_f + \pi r^2 - 2 \left(\frac{bf - R}{bf - 2r} L_f - \frac{\sqrt{3}}{2} R \right) \cdot \{ M(2L_f - \sqrt{3}R) - R + 2r \} \quad (\text{xiii})$$

$$\bigcirc 2\sqrt{3}R - r \leq L_f \leq 2\sqrt{3}R$$

$$S_F = (2r + bf) L_f + \pi r^2 - 2 \left(\frac{bf - R}{bf - 2r} L_f - \frac{\sqrt{3}}{2} R \right) \cdot \{ M(2L_f - \sqrt{3}R) - R + 2r \} \\ - \frac{r - (2\sqrt{3}R - L_f)}{3w} \cdot \{ 3 \{ r - (2\sqrt{3}R - L_f) \}^2 + 4w^2 \} \quad (\text{xiv})$$

$$\text{ただし, } w = 2 \{ r^2 - (2\sqrt{3}R - L_f)^2 \}^{\frac{1}{2}}$$

$$\bigcirc 2\sqrt{3}R \leq L_f \leq \frac{3\sqrt{3}}{2}R \cdot \frac{bf-2r}{bf-R}$$

$$S_F = 2\left\{M(L_f - 2\sqrt{3}R) + r + \frac{bf}{2}\right\} \cdot (2\sqrt{3}R)$$

$$- 2\left(\frac{bf-R}{bf-2r}L_f - \frac{\sqrt{3}}{2}R\right) \cdot \{M(2L_f - \sqrt{3}R) - R + 2r\} \quad (\text{x v})$$

$$\bigcirc L_f \geq \frac{3\sqrt{3}}{2}R \cdot \frac{bf-2r}{bf-R}$$

$$S_F = (2\sqrt{3}R) \cdot (2R) \quad (\text{x vi})$$

④ H_I の場合 [構成単位面積 : $2\sqrt{3}R \times 2R$]

$$\bigcirc L_f \leq 2R - r$$

$$S_F = (2r + bf) \cdot L_f + \pi r^2 \quad (\text{x vii})$$

$$\bigcirc 2R - r \leq L_f \leq 2R$$

$$S_F = (2r + bf) \cdot L_f + \pi r^2 - \frac{r - (2R - L_f)}{3s} [3\{r - (2R - L_f)\}^2 + 4s^2] \quad (\text{x viii})$$

ただし, $s = 2\{r^2 - \sqrt{2}R - L_f\}^2$

$$\bigcirc 2R \leq L_f \leq \frac{(bf-2r) \cdot R}{2(bf - \sqrt{3}R)}$$

$$S_F = 2\{(bf-2r) \cdot (L_f - 2R) + 2r + bf\} \cdot R \quad (\text{x ix})$$

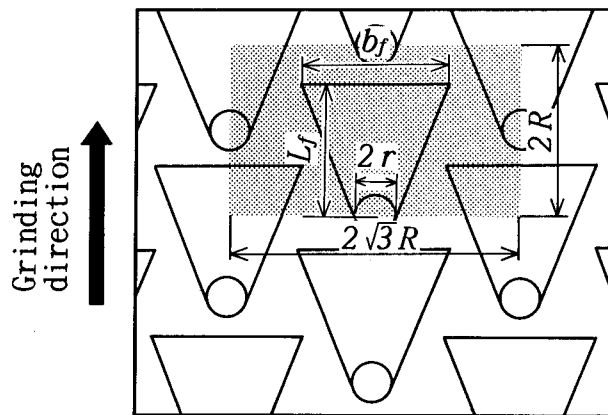


Fig. iv A unit in ground surface of projecting fiber condition of H_I

$$\circ \frac{(bf-2r) \cdot R}{2(bf-\sqrt{3}R)} \leq L_f$$

$$S_F = (2R) \cdot (2\sqrt{3}R) - 2 \left\{ \frac{bf-2r}{2L_f} (3R-2L_f) - 2r + \sqrt{3}R \right\} \cdot \left(\frac{\sqrt{3}R-bf}{bf-2r} \cdot L_f + \frac{3}{2}R \right) \quad (\text{x x})$$

総 括

本論文では、最近構造材料として最も注目され、その実用化の期待が高まっている2種類の新素材、すなわちファインセラミックスならびに繊維強化複合材料について二次加工として研削加工を適用することによって、これらに高い品質を付与するための基礎的知見を得た。以下に、本研究によって明らかになった事項を述べ、さらにこれら新素材の精密加工についての将来の展望を述べる。

第1編では、各種ファインセラミックスの研削機構を、ダイヤモンド単粒切れ刃による円弧形切削実験およびメタルボンドダイヤモンド砥石による円筒プランジ研削実験によって明らかにし、さらにファインセラミックスの超仕上機構を実験的に検討することによってファインセラミックスの高品質機械加工技術を確立するための基礎的知見を得た。

第2章では、エンジニアリングセラミックスの代表的な材料特性について説明し、ファインセラミックス製品を機械加工によって高品質化することの重要性を、セラミックスの製造工程において必然的に生じる諸問題を踏まえて解説した。すなわち、実用されているファインセラミックスの数種類の成形・焼結工程においては、いずれも焼結時の材料収縮を避けることは不可能であり、焼結後のセラミックス部材の表面性状および特性などが精密構造部材として十分ではないことを考慮すれば、寸法ならびに表面特性などを厳密に規定された精密機械部品を得るためには成形・焼結後の二次加工として精密研削加工技術が必要不可欠であることを述べた。

第3章では、岡村・中島らのこれまでの研究を踏まえて、研削の基礎的現象である切れ刃の過渡的切削過程を解析した。その結果、研削加工における個々の砥粒切れ刃の干渉形態は、負の大きなすくい角を有する砥粒切れ刃が高速度かつ非常に小さい角度で工作物に侵入し、砥粒の切込み深さが直線的に増加し、最大となった後に再び零まで減少する過渡的な切削過程となるが、これに伴って切れ刃の上すべり現象が発生し、工作物との干渉開始直後から切れ刃の切込み深さの増加に従って、弾性的上すべり、塑性的上すべり、更には切削状態へと干渉形態が移行する上すべり現象の発生を明確にした。この上すべり現象は研削加工に特有の現象であり、これによって切りくずの生成過程および仕上面創成過程が支配される。したがって、砥粒切れ刃の過渡的切削過程が仕上面粗さ、研削能率などの研削結果を決定づけることはもちろんであるが、さらに加工面の残留応力、加工硬化層などの仕上面品位にも少なからず影響する。よって、本編で対象とするファインセラミックスの研削加工による高品質化を達成するためにも、上すべり現象を伴う過渡的切削に基づいた仕上面品位への影響などを明らかにすることが必要であることを提起した。

第4章では、研削現象の基礎現象である1つの砥粒切れ刃の過渡的切削現象を明らかにするため、円錐状ダイヤモンド切れ刃を用いて部分安定化ジルコニアおよびサイアロンを円弧形切削する場合の切削抵抗、切削溝形状および加工表面下に生成するクラックなどを解析することによって、その切削機構を実験的に検討した。その結果、部分安定化ジルコニアおよび

サイアロンの過渡的切削過程においては切れ刃の干渉量が大きくなるに従って、弾性接触領域から塑性変形領域、さらに切削領域へと移行し、切れ刃の最大干渉量によって切削現象が弾性変形だけの場合、弾性変形 ⇒ 塑性変形 ⇒ 弾性変形の場合、弾性変形 ⇒ 塑性変形 ⇒ 切削状態 ⇒ 塑性変形 ⇒ 弾性変形の場合の3つの形態となることを確認した。また、工作物の塑性変形および切削が開始される点での限界抵抗および限界切込み深さは、切れ刃の切込み角には関係なく一定であることを確認した。さらに、切れ刃の干渉の後にサイアロンの加工面下に残留するクラックの生成機構を検討し、クラックの深さを材料特性値、切削抵抗および切れ刃形状などから理論的実験的に予測する可能性を示した。

第5章では、岡村・中島らによる研究を顧みることによって、プランジ研削加工における材料除去の基礎的解析を行った。その結果、研削加工は、砥石作用面上に弾性的に支持された個々の砥粒切れ刃が工作物との干渉開始から終了まで連続的に干渉深さを連続的に変化させながら材料を除去することによって進行し、この過渡的切削過程においては、砥粒切れ刃の弾性的な支持ならびに工作物の弾性に起因して切れ刃の上すべり現象が発生し、切残しが生じるため、切れ刃による加工面創成曲線は幾何学的干渉曲線とは異なることを明確にした。さらに研削系に着目し、砥石と工作物との接触によって研削系のコンプライアンスに起因する切残し、すなわち砥石軸および工作物支持系の弾性変位が発生し、これに加えて研削の進行に伴って砥石摩耗が連続して進行することを明確にした。以上のような研削現象に付随して発生するそれぞれの現象すなわちかつぎ現象のために、研削加工における実砥石切込み量は砥石台の切込み量よりも小さくなり、寸法生成量は実砥石切込み量をさらに下回る。したがって、プランジ研削における材料除去機構を、このかつぎ現象を十分考慮したうえで解析する必要があることを示した。

第6章では、部分安定化ジルコニアの円筒プランジ研削現象を定量的に表現するために、金属材料の場合に確立された理論解析法を導入し、理論値と実験値とを比較することでその妥当性を検討した。その結果、部分安定化ジルコニアのプランジ研削過程には、金属材料のプランジ研削について確立された理論解析法の適用が研削結果と良い一致を示すこと、すなわち理論解析法の導入によってジルコニアの円筒プランジ研削におけるかつぎ現象を定量的に表現できることを実証した。また、この理論解析法における5つの研削特性値（寸法生成加速度、砥石摩耗速度、研削系剛性、接触剛性、切削剛性）によって研削抵抗、切残し量、寸法生成量などを決定でき、ジルコニアのプランジ研削過程を定量的に表現できることを明らかにした。

第7章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いてサイアロンを研削する場合の研削過程および表面生成機構を実験的に解明し、窒化けい素、部分安定化ジルコニアおよびアルミナの場合と比較検討した。その結果、サイアロンの円筒プランジ研削過程においては、過渡、定常およびスパークアウトの3つの異なる研削過程が存在し、過渡研削状態においてはサイアロンの熱特性によって研削抵抗のオーバーシュート現象と共に過研削現象の発生が明らかになった。また、サイアロンの表面生成は、部分的な脆性破壊を伴いながらも主に塑性変形により進行し、窒化けい素および部分安定化ジルコニアの場合もサイアロンの場合と同様な機構で表面が生成されるが、アルミナの場合は脆性破壊が主体であることを確認した。さらに、

サイアロンの場合を中心に研削によってファインセラミックスの仕上面下に残留するクラックおよび加工変質層の生成機構について実験的に検討した。その結果、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いてサイアロンを研削加工した場合、材料の塑性変形によって生成された滑らかな仕上面の下にも、第4章の円弧形切削実験において確認されたものと同様な形態のクラックが生成され、設定砥石切込み量が増加するにしたがってクラックの規模および密度は大きくなることが明らかになった。また、サイアロンの研削加工面下には、研削に伴う高い圧力および研削熱の発生などにより材料の構成粒子が変質し、結晶粒界の識別できない層および構成粒子の塑性変形した層が生成されることを確認した。

第8章では、超仕上過程における材料除去および砥石の平均接触圧力の変化について理論的解析を行った。まず、砥石と工作物との相対運動条件によって決定される砥粒切れ刃の運動軌跡を考慮して、砥粒の材料除去能力の評価基準量である平均砥石除去深さを定義した。すなわち、工作物半径減少量と砥石の運動軌跡から得られるこの平均砥石除去深さによって、これまで工作物周速度などの相対運動条件が異なる場合に評価が困難であった砥粒切れ刃の材料除去能力を、相対運動条件に関係なく評価することができる。つぎに、超仕上研削加工面に施される場合に、仕上面性状の変化とともに砥石の平均接触圧力が変化し超仕上の加工現象が刻々と変化することに着目し、前加工面（研削面）の断面形状から得られるアボット負荷曲線と工作物半径減少量から砥石との実接触面積を求めることで砥石の平均接触圧力の変化を超仕上過程の解析に取り入れることを提案した。超仕上過程の解析にこの平均接触圧力を導入することによって、研削条痕の残留する前加工面から仕上面全体が超仕上砥石と接触する状態になるまでの加工の過程を詳細に検討することができるものと期待される。

第9章では、メタルボンドダイヤモンド砥石を用いた常圧焼結窒化けい素の超仕上実験を行い、砥石の運動条件ならびに研削痕が残留する加工面性状を理論的に考慮した切れ味の評価基準量として前章で定義した平均砥石除去深さを超仕上過程に適用することで常圧焼結窒化けい素の超仕上機構を明らかにした。その結果、#1000のメタルボンドダイヤモンド砥石で常圧焼結窒化けい素の研削面を超仕上する場合、超仕上開始から研削痕がほぼ除去されるまで超仕上量および砥石損耗量の急増、仕上面粗さおよび接線力の急激な低下が生じ、その後は比較的安定した切削状態が維持するが、#2000および#3000のダイヤモンド砥石で超仕上する場合は、砥石と工作物の限界接触状態まで加工が進行した後、超仕上量および仕上面粗さなどすべての現象値が一定になり超仕上が停止することを確認した。また、窒化けい素の超仕上過程において、平均砥石除去深さおよび接線力は砥粒に作用する加工圧力ならびに加工面の仕上面接触面積率にほぼ支配され、平均砥石除去深さは工作物周速度など砥石の運動条件の変化に対してほぼ一定であるが、仕上面粗さは工作物周速度の増加によって改善されることが明らかになった。続いて、切削状態が維持する#1000の超仕上砥石の場合、砥石圧力が最終的な仕上面粗さに及ぼす影響は比較的少ないが、微粒の砥石で超仕上する場合は砥石圧力が小さいほど前加工面の凹凸が残留し仕上面品位が低下することが明らかになった。さらに、以上のような砥石の粒度による超仕上機構の変化を利用して、窒化けい素に高い精度を与える二段階超仕上法を提言した。

第II編では、材料特性の異なる2種類の繊維強化複合材料すなわちガラス繊維強化プラス

チックおよびアラミド繊維強化ゴムを研削加工することによって、各材料固有の研削特性を明らかにし、繊維強化複合材料を高品質化するための研削加工技術を確立するための基礎的指針を示した。

第2章では、繊維強化複合材料の内、機械構造材料として広範に使用されているガラス繊維強化プラスチックおよび伝動ベルト材料として開発されたアラミド繊維強化ゴムの材料特性について説明した。さらに、繊維強化材料に要求される機能およびその機能を研削加工によって付加するうえでの問題点を現状に沿って解説し、研削による繊維強化複合材料の高付加価値化の意義について述べた。すなわち、ガラス繊維強化プラスチックを機械加工する際に、急激な工具摩耗、仕上面性状の劣化が生じているのが現状であり、粗さの小さい良好なガラス繊維強化プラスチックの仕上面を得るための研削加工技術の確立が、製品の品質化のみならず高い生産性をもたらすことを述べた。また、アラミド繊維強化ゴムを伝動ベルト材料として使用する場合、研削加工はベルトを要求寸法および形状に成形することに加えて、ベルトに適切な摩擦係数を与えるために仕上面における繊維の突出長さを主とした表面性状を制御・調整するというもう1つの重要な役割を担うことにも言及した。

第3章では、ガラス繊維強化プラスチックの加工表面の向上に研削加工が有効であると考え、ガラス繊維強化プラスチックを円筒プランジ研削加工する場合の研削過程および表面生成機構を実験的に解明し、仕上面品位向上のための一端を担うべく検討を行った。その結果、ガラス繊維強化プラスチックの表面生成は、ガラス繊維の脆性破壊および塑性変形ならびにマトリックスの塑性変形により進行し、ガラス繊維には繊維の配向角によって大破壊型、微細破壊型および破壊停止型の異なる3つのタイプの破壊形態が生じることを確認した。さらに、繊維の配向方向と研削抵抗の作用方向を近づけることによって繊維の破壊規模が小さくなり表面粗さが改善されることを明らかにした。また、切れ刃の幾何学的干渉形状を小さく研削速度を大きくすることによってガラス繊維の破壊規模が小さくなり、表面粗さが改善されることを明らかにした。なお、ガラス繊維強化プラスチックを研削する場合の砥石摩耗は、切削時に生じる工具摩耗ほど急速に進行しないことがわかった。

第4章では、アラミド繊維強化ゴムの研削機構および加工条件と研削特性との関係を解明するため、まずマトリックスであるクロロプレンゴムを電着ダイヤモンド砥石でプランジ研削する場合の研削機構ならびに特性を実験的に検討した。その結果、クロロプレンゴムを研削加工する場合の材料除去は断続的な引裂破壊によって行われ、仕上面には単目やすり状の周期的な凹凸が生成されることを確認した。また、主軸におけるゴムベルトの曲率半径を小さくしてクリープフィード的に研削加工することによって砥石の切れ味が向上することを明らかにした。続いて、アラミド繊維強化ゴムのプランジ研削実験を行うことによって、研削面ではマトリックスゴム表面からアラミド繊維が研削方向に傾斜してかなり長く突出することを確認した。また、その突出長さがアラミド繊維強化ゴムの摩擦特性を支配することを明らかにし、定常研削状態においては研削抵抗比と繊維の突出長さとの間に一義的關係が存在すること、ならびに臨界繊維突出長さを境にして前加工面の繊維突出長さが臨界値より小さい場合はマトリックスのみの除去領域、また繊維突出長さが臨界値より大きい場合は繊維のみの除去領域が、砥石の切込み量に関して存在することを確認した。したがって、所期の研

削抵抗比となるように加工条件を制御すること、あるいはマトリックス除去領域あるいは繊維除去領域で研削することによってマトリックス寸法とともに繊維の突出長さすなわち摩擦特性の調整が可能であることを見出した。さらに、アラミド繊維強化ゴムの研削面の代表的な摩擦特性値である静摩擦係数を理論的に予測するため、アラミド繊維径、繊維含有率、繊維の突出長さおよび先端幅、プーリとマトリックスゴムおよびアラミド繊維との各静摩擦係数を考慮したヘルツの弾性接触論に基づいた理論解析法を提案し、静摩擦係数の解析結果と測定結果を比較検討した。その結果、マトリックス中における繊維の配列状態は不規則であるが、静摩擦係数の解析にあたっては繊維の配列状態が六角形でその長対角方向に研削する規則的な繊維の突出状態を想定した場合の解析結果が測定結果にほぼ一致することが明らかになった。

新素材は、これまでの材料にみられなかった優れた特性を有し、今後もあらゆる産業分野の発展に大きく貢献することが期待される。所期の使用目的に応じた特性が強調されたさまざまな新素材が開発されているが、その名のおり材料としての歴史が浅く、材料自体が未だ発展途上であるため、その機械加工においても多少の問題を抱えながらも現在実用化に踏み切りつつあるものも少なくない。

本論文で取り上げたファインセラミックスと繊維強化複合材料を例に挙げると、まずファインセラミックスは他の素材に比べて標準化が遅れているため、同じ仕様の材料であってもその製造企業によって材料特性が微妙に異なり、このことが機械加工の高能率化・高精度化を妨げる1つの要因となっている。したがって、国際的に素材の標準化が早期に行われる必要がある。また、加工の高精度化に更に拍車がかかることが予測され、個々の既存の加工法によって到達可能であった加工精度をさらに超える加工技術の開発によって加工コストの削減などが盛んに行われるものと思われる。このためには個々の加工機構の解明はもちろんであるが、工具、工作機械、加工方法などの斬新な開発が求められる。

繊維強化複合材料は、各構成成分の材質、体積比率、補強構造などを広範に変えることによって所期の特性に調節可能な材料である。したがって、今後も多様な複合材料が現れることが十分予測される。複合材料の機械加工では、特性の異なる複数の素材が同時に同一の加工系において加工される。さらに、アラミド繊維強化ゴムなどのように、仕上面粗さの改善というこれまでの加工の目的とは異なり、加工による機能の付与あるいは調整が目的となる場合もある。したがって、その機械加工に際して材料特性を十分に把握することはもちろんであるが、これまでの概念を超えた加工技術の工夫に目を向けることも必要であると考えられる。

現在は、まさに鉄器時代から新素材時代への転換期にさしかかった感がある。人類誕生以来、石器時代から青銅・鉄器時代への変遷とともに、硬脆材料に対して開発された加工技術が金属材料の加工技術へとトランスファされていった例が極めて多い⁵⁻¹⁾ことを考えると、今後新素材の精密加工技術が新たな展開を迎える可能性は十分考えられ、他の分野をも含めて総合的にその価値観を踏まえた新時代の到来を確信したい。

《 参 考 文 献 》

S-1) 小林 昭：「モノづくり」の哲学，工業調査会（1993）55.

謝 辞

本論文の執筆にあたり、ご懇切なご指導を賜りました大阪大学教授 井川直哉博士、森 勇藏博士、花崎伸作博士、川辺秀昭博士に深甚なる謝意を表します。また、有益なご教示ならびにご討論いただきました大阪大学教授 芳井熊安博士、片岡俊彦博士、梅野正隆博士、岸田敬三博士に厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり、研究の機会を与えていただき、終始熱意あふれるご指導ならびにご鞭撻を賜りました恩師 岡山大学教授 中島利勝博士に心から深厚なる感謝の意を表します。また、常に貴重なるご教示およびご指導いただきました岡山大学教授 宇野義幸博士、同助教授 塚本眞也博士に深く感謝申し上げます。そして、常々ご指導いただき、実験の遂行に際してご協力下さいました岡山大学工学部 塩田三喜也技官ならびに岡山大学工学部機械工学科機械加工学研究室に在籍された藤原貴典博士、池尻篤則氏、遠藤 修氏、菅野典生氏、古川竜治氏、滝澤貴博氏、板井豊和氏、岡本裕貴氏、竹本知臣氏、山本 哲氏、上田敏弘氏、斎藤博幸氏、田埜浩祐氏、中村克二氏、阿部 聡氏、大森博幸氏および同研究室 岡本直之氏、黒川 純氏には心から感謝申し上げる次第です。

また、本研究を進めるにあたり、数多くの便宜を図っていただきました大阪ダイヤモンド工業株式会社、品川白煉瓦株式会社、株式会社ミズホ、バンドー化学株式会社、大協株式会社の関係者の皆様に深く感謝致します。

最後に、日ごろ心の支えとなっている私の家族に感謝致します。

